

**FERNANDO MARTINS FERREIRA**

**AVALIAÇÃO TRIBOMECÂNICA VIA  
ESCLEROMETRIA RETILÍNEA E INDENTAÇÃO  
INSTRUMENTADA DO AÇO ABNT 8550**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

**2010**

# **Livros Grátis**

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

Milhares de livros grátis para download.



**FERNANDO MARTINS FERREIRA**

**AVALIAÇÃO TRIBOMECÂNICA VIA ESCLEROMETRIA RETILÍNEA E  
INDENTAÇÃO INSTRUMENTADA DO AÇO ABNT 8550**

**Dissertação** apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr.-Ing. Sinésio Domingues Franco  
Co-orientador: Prof. Dr. Marcelo Camargo Severo de Macêdo

**UBERLÂNDIA – MG**

**2010**

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)  
Sistema de Bibliotecas da UFU , MG, Brasil

---

- F383a Ferreira, Fernando Martins, 1983-  
Avaliação tribomecânica via esclerometria retilínea e indentação instrumentada do aço ABNT 8550 [manuscrito] / Fernando Martins Ferreira. - 2010.  
126 f. : il.
- Orientador: Sinésio Domingues Franco.  
Co-orientador: Marcelo Camargo Severo de Macêdo.
- Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.  
Inclui bibliografia.
1. Tribologia - Teses. 2. Desgaste mecânico - Teses. 3. Resistência de materiais - Teses. I. Franco, Sinésio Domingues, 1962- II. Macêdo, Marcelo Camargo Severo de. III. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

---

CDU: 620.178.162





## DEDICATÓRIA

Aos meus pais  
Sinomar Ferreira e  
Cleusa Martins Ferreira,  
à minha namorada Gislaine e aos  
meus irmãos Fábio e Fabíola,





## AGRADECIMENTOS

Agradeço meu orientador, Prof. Sinésio Domingues Franco, pela orientação segura, apoio, amizade e confiança desde o período em que fui estagiário de iniciação científica.

Ao meu Co-orientador, Prof. Marcelo Camargo Severo de Macêdo, pela orientação, apoio e amizade.

À minha família, ao meu pai Sinomar e minha mãe Cleusa, pelo exemplo de vida, apoio, incentivo e confiança. Aos meus irmãos Fábio e Fabíola, pelo apoio e incentivo.

À minha namorada Gislaine, pelo carinho, amor, incentivo nos momentos difíceis, companheirismo e longas conversas ao telefone, do qual sempre recebia uma frase de conforto e amizade.

Aos alunos de mestrado do Laboratório de Tecnologia em Atrito e Desgaste, Renato Pacheco Silva, Rodrigo Azevedo Muniz e Hermes Paulo Santos de Oliveira.

Aos engenheiros do Laboratório de Tecnologia em Atrito e Desgaste, Henry Fong Hwang, Raphael Rezende Pires, Camila Monteiro Formoso, Juliano Oséias Moraes e ao Prof. Rafael Ariza Gonçalves, pela colaboração e apoio.

Aos técnicos, Flávio Alves dos Santos e Jhonathas Ferreira Santos, pela grande contribuição neste trabalho.

A todos os colegas do Laboratório de Tecnologia em Atrito e Desgaste.

À secretaria Sandra Aparecida Rocha Silva, pela atenção e competência.

Aos meus amigos, que sempre me ajudaram e incentivaram.

À Coordenadoria de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), pela bolsa de estudos.

À Universidade Federal de Uberlândia e a Faculdade de Engenharia Mecânica, pela oportunidade de realizar este curso.

Finalmente, a todos os meus amigos e colegas que contribuíram de alguma forma para a realização desse trabalho.



FERREIRA, F. M. **Avaliação tribomecânica via esclerometria retilínea e indentação instrumentada do aço ABNT 8550**. 2010. 126 p. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

### Resumo

Em sistemas de bombeamento multifásico de petróleo o aço ABNT 8550 é empregado na construção de rotores de bombas de extração de petróleo. Esses rotores são solicitados basicamente por desgaste erosivo/abrasivo. O conhecimento do comportamento desse material mediante ao desgaste é de fundamental importância. Assim, para avaliar as propriedades tribomecânicas desse aço nas condições temperada/revenida e recozida, foram realizados ensaios de microesclerometria retilínea, bem como de indentação instrumentada. Assim, foi realizado um estudo do efeito da velocidade de riscamento, do raio de ponta do penetrador Rockwell C e da carga normal de riscamento. Nos ensaios de esclerometria foram obtidas: dureza ao risco, coeficiente de atrito aparente e energia específica de riscamento. Os mecanismos de desgaste foram avaliados por meio do fator  $f_{ab}$  e microscopia eletrônica de varredura. O material beneficiado mostrou uma maior dureza ao risco quando comparado com o recozido. A variação da velocidade de riscamento em duas ordens de grandeza praticamente não apresentou influência no comportamento tribológico do material no estado beneficiado. O aumento do raio de ponta do penetrador resultou em pouca influência nos valores de dureza ao risco para o material beneficiado, enquanto que para o recozido, o aumento do raio levou a uma redução da dureza ao risco. Valores de  $f_{ab}$  mostram um aumento com o aumento do raio de ponta do penetrador para os dois materiais avaliados e maior corte do material foi mais evidenciado nas cargas mais elevadas e penetradores de menor raio de ponta. Um aumento da carga normal para o penetrador de raio 50  $\mu\text{m}$  resultou em mudança de geometria no processo de riscamento. O coeficiente de atrito aparente, por sua vez, aumentou com a redução do raio de ponta e com o aumento da carga normal devido à mudança de geometria e aumento da deformação plástica. Verificou-se, também, que o coeficiente de atrito reduz com o aumento da dureza do material.



FERREIRA, F. M. **Tribomechanical evaluation of ABNT 8550 steel by using scratch and indentation tests.** 2010. 126 p. Master of Science Dissertation, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

### Abstract

The ABNT 8550 steel is used for manufacturing pump rotors used in the gas and oil multiphase pumping systems. These rotors are submitted basically to erosive and abrasive wear. In order to evaluate the tribomechanical properties of quenched and tempered and annealed ABNT 8550 samples, microscratch and indentation tests were carried out. Parameters such as scratch speed, Rockwell C indenter tip radius and scratching normal load were studied. From scratch tests were obtained scratch hardness, apparent friction coefficient and specific energy. Wear mechanisms were evaluated by means of  $f_{ab}$  and scanning electron microscopy. The quenched and tempered steel showed a higher scratch hardness compared to those measured in the annealed samples. A scratch speed difference in two orders of magnitude had no significant influence on the tribological behavior for the quenched and tempered material. An increase on the indenter tip radius lead to a slightly influence on the scratch hardness for quenched and tempered samples, while for annealed steel, it resulted in a reduction of the scratch hardness.  $F_{ab}$  values increased with an increasing indenter tip radius for both materials. Higher loads and smaller indenter tip radius lead to higher microcutting during scratch, while an increase in the normal load, when using a 50  $\mu\text{m}$  tip indenter radius, resulted in a change of geometry in the scratching process. Finally, the results showed that the apparent friction coefficient increases with the reduction of the indenter tip radius. It also increased with an increasing normal load due to a scratch geometry change and increased plastic deformation. It was verified that the friction coefficient decreases with an increasing material hardness.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Representação esquemática: a) desgaste abrasivo por deslizamento de partículas e b) desgaste abrasivo por rolamento de partículas .....	04
Figura 2.2 – Representação esquemática dos micromecanismos de desgaste (ZUM GAHR, 1987) .....	05
Figura 2.3 – Ilustração do contato entre uma partícula abrasiva submetida a uma carga normal e uma superfície plana. (a) $H_{\text{abrasivo}}$ maior que $1,2 H_{\text{superfície}}$ ; (b) $H_{\text{abrasivo}}$ menor que $1,2 H_{\text{superfície}}$ (HUTCHINGS, 1992) .....	06
Figura 2.4 – Representação esquemática da relação entre o ângulo de ataque, raio de ponta do penetrador e raio da área de contato (THOMAS; RICHARD, 1993).....	07
Figura 2.5 – Relação entre corte e sulcamento como função da relação entre o ângulo de ataque e ângulo de ataque crítico (ZUM GAHR, 1987) .....	08
Figura 2.6 – Alguns modelos de penetradores e suas respectivas áreas de pressão de contato (WILLIAMS, 1996).....	10
Figura 2.7 – Processo de riscamento utilizando um penetrador Rockwell C (HADAL, 2005).....	11
Figura 2.8 – Representação esquemática do fator $f_{ab}$ (ZUM GAHR, 1987) .....	12
Figura 2.9 – Dependência do fator $f_{ab}$ com o seno do ângulo de ataque da partícula abrasiva (ZUM GAHR, 1987).....	13
Figura 2.10 – Perfil típico de um ciclo de carregamento e descarregamento de indentação produzido por um penetrador esférico. (HAGGAG, et al.1990).....	16
Figura 2.11 - Representação esquemática da relação carga e profundidade, observando vários ciclos de indentação (CALLEGARI et al., 2005) .....	16
Figura 2.12 – Representação esquemática de uma curva carga versus deslocamento (OLIVER; PHARR, 1992).....	18
Figura 2.13 - Representação esquemática de uma seção transversal de teste de uma indentação instrumentada mostrando durante e após a aplicação de carga (OLIVER; PHARR, 1992) .....	19
Figura 2.14 – Ciclos de carregamento e descarregamento (COLLIN et al., 2008) .....	21
Figura 2.15– Sistema de Bombeamento Multifásico Submarino – SBMS-500: a) esquemático do sistema e b) bomba multifásica do tipo duplo parafuso (OLIVEIRA, 2003).....	22
Figura 2.16 - Rotor de bomba multifásica de duplo parafuso – Leistritz (OLSON, 2007) .....	22



Figura 3.1 – Fotomicrografias do aço ABNT 8550, a) e b) beneficiado, c) e d) recozido; ataque, Nital 2%.....	26
Figura 3.2 – Amostras utilizadas para os ensaios: a) amostra utilizada nos ensaios de microesclerometria retilínea, b) amostra para os ensaios de microindentação instrumentada.....	27
Figura 3.3 – Amostra utilizada nos ensaios de macroindentação instrumentada.....	27
Figura 3.4 – Vista geral do equipamento de microesclerometria e microindentação CSM Micro-Combi Tester.....	28
Figura 3.5 – Detalhe da plataforma de teste do equipamento CSM Micro-Combi Tester .....	29
Figura 3.6 – Detalhe dos modos de microesclerometria, microindentação, analisador de topografia e conjunto de lentes objetivas .....	29
Figura 3.7 – Princípio de funcionamento do equipamento CSM no modo de esclerometria.....	30
Figura 3.8 – a) Detalhe do equipamento no modo de microesclerometria, b) detalhes do modo de microesclerometria .....	31
Figura 3.9 – Procedimentos de “Pré-Scan” e “Post-Scan” .....	32
Figura 3.10 – Posição de medição da largura do risco através da análise topográfica.....	35
Figura 3.11 – Representação esquemática do cálculo do fator $f_{ab}$ .....	36
Figura 3.12 – Princípio de funcionamento do equipamento CSM no modo de microindentação .....	37
Figura 3.13 – Detalhe do equipamento de microindentação .....	37
Figura 3.14 – Curva da carga em função da profundidade de indentação no ensaio de indentação instrumentada (OLIVER; PHARR, 1992).....	39
Figura 3.15 – Energias de deformação envolvidas durante o processo de microindentação.....	39
Figura 3.16 - Detalhe do equipamento de macroindentação instrumentada .....	41
Figura 3.17 - a) Tela do programa de realização de ensaios de macroindentação instrumentada e b) Detalhe do ensaio em posição de funcionamento .....	42
Figura 3.18 – Tela do programa de cálculo das propriedades mecânicas .....	43
Figura 4.1 - Curvas da força em função da profundidade de penetração, obtidas através dos ensaios de macroindentação instrumentada para o aço ABNT 8550 beneficiado e para o recozido.....	46
Figura 4.2 - Resultados das propriedades mecânicas do aço ABNT 8550 beneficiado e recozido obtidos através de ensaios de macroindentação instrumentada.....	47
Figura 4.3 - Expoentes de encruamento para o aço ABNT 8550 nos estados beneficiado e recozido, obtidos através de ensaios de macroindentação instrumentada.....	48

Figura 4.4 - Resultados de coeficiente de encruamento para aço ABNT 8550 nos estados beneficiado e recozido, obtidos através de ensaios de macroindentação instrumentada .....	48
Figura 4.5 - Curvas da força em função da profundidade de penetração de um único ciclo de carregamento e descarregamento, obtidas através dos ensaios de macroindentação para o aço ABNT 8550 beneficiado e para o recozido.....	50
Figura 4.6 – Valores das energias de deformação envolvidas no processo de macroindentação para aço ABNT 8550 beneficiado e para o recozido.....	50
Figura 4.7 - Curvas da força em função da profundidade de penetração de um único ciclo de carregamento e descarregamento do ensaio de microindentação instrumentada para o aço ABNT 8550 beneficiado e o recozido.....	52
Figura 4.8 – Propriedades mecânicas obtidas através dos ensaios de microindentação instrumentada para o aço ABNT 8550 beneficiado e para o recozido.....	53
Figura 4.9 - Valores das energias de deformação envolvidas no processo de microindentação para aço ABNT 8550 beneficiado e o recozido .....	54
Figura 4.10 – Efeito da velocidade de riscamento na largura do sulco média (d) para o aço ABNT 8550 beneficiado com as diferentes cargas normais de riscamento; penetrador com raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ .....	56
Figura 4.11 – Efeito da velocidade de riscamento na dureza ao risco para o aço ABNT 8550 beneficiado; penetrador com raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ .....	56
Figura 4.12 – Perfis transversais médios dos sulcos obtidos através de análise topográfica para o aço ABNT <b>8550 beneficiado</b> em diferentes velocidades de riscamento e cargas, a) carga normal de <b>1 N</b> , b) carga normal de <b>2 N</b> , c) carga normal de <b>5 N</b> e d) carga normal de <b>10 N</b> ; penetrador com raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ .....	58
Figura 4.13 – Efeito da velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado na profundidade do sulco ao longo do comprimento de riscamento em um dos sulcos realizados com carga normal de <b>1 N</b> ; penetrador com raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ e comprimento de riscamento de 1 mm.....	59
Figura 4.14 – Efeito da velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado na profundidade do sulco ao longo do comprimento de riscamento em um dos sulcos realizados com carga normal de <b>2 N</b> ; penetrador com raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ e comprimento de riscamento de 1 mm.....	60
Figura 4.15 – Efeito da velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado na profundidade do sulco ao longo do comprimento de riscamento em um dos sulcos realizados com carga normal de <b>5 N</b> ; penetrador com raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ e comprimento de riscamento de 1 mm.....	60

Figura 4.16 – Efeito da velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado na profundidade do sulco ao longo do comprimento de riscamento em um dos sulcos realizados com carga normal de 10 N; penetrador com raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ e comprimento de riscamento de 1 mm .....	61
Figura 4.17 – Efeito da velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> no fator $f_{ab}$ ; penetrador com raio de ponta de <b>100 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	62
Figura 4.18 – Vista geral dos sulcos obtidos com carga normal de riscamento de <b>10 N</b> e diferentes níveis de velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado; penetrador com raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ .....	63
Figura 4.19 – Detalhe dos sulcos utilizando penetrador Rockwell C de raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ e carga normal de riscamento de <b>10 N</b> em diferentes velocidades de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado, a) velocidade de riscamento de 10 $\mu\text{m/s}$ , b) velocidade de riscamento de 100 $\mu\text{m/s}$ e c) velocidade de riscamento de 1000 $\mu\text{m/s}$ ; penetrador com raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ .....	63
Figura 4.20 – Detalhe dos sulcos utilizando penetrador Rockwell C de raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ e carga normal de riscamento de <b>2 N</b> em diferentes velocidades de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado, a) velocidade de riscamento de 10 $\mu\text{m/s}$ , b) velocidade de riscamento de 100 $\mu\text{m/s}$ e c) velocidade de riscamento de 1000 $\mu\text{m/s}$ ; penetrador com raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ .....	63
Figura 4.21 – Efeito da velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado no coeficiente de atrito aparente ao longo do comprimento de riscamento em um dos sulcos realizados com carga normal de <b>1 N</b> ; penetrador com raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ ..	65
Figura 4.22 – Efeito da velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado no coeficiente de atrito aparente ao longo do comprimento de riscamento em um dos sulcos realizados com carga normal de <b>2 N</b> ; penetrador com raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ ..	65
Figura 4.23 – Efeito da velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado no coeficiente de atrito aparente ao longo do comprimento de riscamento em um dos sulcos realizados com carga normal de <b>5 N</b> ; penetrador com raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ ..	66
Figura 4.24 – Efeito da velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado no coeficiente de atrito aparente ao longo do comprimento de riscamento em um dos sulcos realizados com carga normal de <b>10 N</b> ; penetrador com raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ .....	66
Figura 4.25 – Efeito da velocidade de riscamento no sinal de emissão acústica para o aço ABNT 8550 beneficiado em um dos riscos realizados com carga normal de <b>10 N</b> ; penetrador com raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ .....	68

Figura 4.26 – Imagem de MEV do final do sulco, evidenciando os efeitos da carga de varredura de <i>Pre-Scan</i> e <i>Post-Scan</i> no aço ABNT 8550 <b>recozido</b> , utilizando penetrador de raio de ponta de 50 $\mu\text{m}$ e carga normal de riscamento de <b>1 N</b> .....	69
Figura 4.27 – Resultados de dureza ao risco do aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> , utilizando penetrador com raio de ponta <b>50 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	70
Figura 4.28 – Imagens dos sulcos gerados pelo penetrador de raio de ponta de 50 $\mu\text{m}$ no aço ABNT 8550 beneficiado, a) carga normal de riscamento de <b>10 N</b> e b) carga normal de riscamento de <b>1 N</b> .....	70
Figura 4.29 – Resultados de dureza ao risco do aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> , utilizando penetrador com raio de ponta <b>100 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	71
Figura 4.30 – Resultados de dureza ao risco do aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> , utilizando penetrador com raio de ponta <b>200 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	72
Figura 4.31 – Resultados de dureza ao risco do aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> , utilizando penetrador com raio de ponta <b>500 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	72
Figura 4.32 – Comparação dos valores de dureza ao risco para o aço ABNT 8550 beneficiado para os diferentes raios de ponta dos penetradores e cargas normais de riscamento .....	73
Figura 4.33 – Imagens dos sulcos gerados com carga normal de riscamento de <b>5 N</b> para o aço ABNT 8550 beneficiado, a) penetrador com raio de ponta de <b>50 <math>\mu\text{m}</math></b> , b) penetrador com raio de ponta de <b>100 <math>\mu\text{m}</math></b> , c) penetrador com raio de ponta de <b>200 <math>\mu\text{m}</math></b> e d) penetrador com raio de ponta de <b>500 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	74
Figura 4.34 – Imagens dos sulcos gerados com carga normal de riscamento de <b>10 N</b> para o aço ABNT 8550 beneficiado, a) penetrador com raio de ponta de <b>50 <math>\mu\text{m}</math></b> , b) penetrador com raio de ponta de <b>100 <math>\mu\text{m}</math></b> , c) penetrador com raio de ponta de <b>200 <math>\mu\text{m}</math></b> e d) penetrador com raio de ponta de <b>500 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	75
Figura 4.35 – Relação entre carga e profundidade do sulco para o aço ABNT 8550 beneficiado com os diferentes raios de ponta do penetrador .....	76
Figura 4.36 – Perfis transversais médios dos sulcos gerados no aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> obtidos através da análise topográfica para os diferentes raios de penetrador e carga normal de riscamento, a) carga de <b>1 N</b> , b) carga de <b>2 N</b> , c) carga de <b>5 N</b> e d) carga de <b>10 N</b> .....	77
Figura 4.37 – Imagens da ponta dos penetradores Rockwell C utilizados, mostrando a profundidade de transição entre a região esférica e cônica do penetrador, a) penetrador de raio de ponta <b>50 <math>\mu\text{m}</math></b> , b) penetrador de raio de ponta <b>100 <math>\mu\text{m}</math></b> , c) penetrador de raio de ponta <b>200 <math>\mu\text{m}</math></b> e d) penetrador de raio de ponta <b>500 <math>\mu\text{m}</math></b> . As	

regiões escuras na ponta dos penetradores são devidas a material aderido durante os ensaios de riscamento.....	78
Figura 4.38 – Resultados de dureza ao risco do aço ABNT 8550 <b>recozido</b> , utilizando penetrador com raio de ponta <b>50 µm</b> .....	79
Figura 4.39 – Imagens dos sulcos gerados pelo penetrador de raio de ponta de 50 µm no aço ABNT 8550 recozido, a) carga normal de riscamento de <b>5 N</b> e b) carga normal de riscamento de <b>10 N</b> .....	80
Figura 4.40 – Resultados de dureza ao risco do aço ABNT 8550 <b>recozido</b> , utilizando penetrador com raio de ponta <b>100 µm</b> .....	81
Figura 4.41 – Resultados de dureza ao risco do aço ABNT 8550 <b>recozido</b> , utilizando penetrador com raio de ponta <b>200 µm</b> .....	82
Figura 4.42 – Resultados de dureza ao risco do aço ABNT 8550 <b>recozido</b> , utilizando penetrador com raio de ponta <b>500 µm</b> .....	82
Figura 4.43 – Comparação dos valores de dureza ao risco para o aço ABNT 8550 recozido para os diferentes raios de ponta dos penetradores e cargas normais de riscamento.....	83
Figura 4.44 – Relação entre carga e profundidade do risco para o aço ABNT 8550 recozido com os diferentes raios de ponta do penetrador.....	85
Figura 4.45 – Perfis transversais médios dos sulcos gerados no aço ABNT 8550 <b>recozido</b> obtidos através da análise topográfica para os diferentes raios de penetrador e carga normal de riscamento, a) carga de <b>1 N</b> , b) carga de <b>2 N</b> , c) carga de <b>5 N</b> e d) carga de <b>10 N</b> .....	86
Figura 4.46 – Representação esquemática da zona afetada pela deformação plástica para os penetradores de raio de ponta 50 e 500 µm, tomando por base o perfil transversal, com carga de 10 N, 8550 recozido.....	87
Figura 4.47 – Valores do fator $f_{ab}$ para o aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> , utilizando penetrador com raio de ponta <b>50 µm</b> .....	88
Figura 4.48 – Imagens dos sulcos para o aço ABNT 8550 beneficiado, utilizando penetrador de raio de ponta <b>50 µm</b> , a) carga de <b>1N</b> , b) carga de <b>2N</b> , c) carga de <b>5N</b> , d) detalhe de “c”, e) carga <b>10 N</b> e f) detalhe de “e”.....	89
Figura 4.49 – Valores do fator $f_{ab}$ para o aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> , utilizando penetrador com raio de ponta <b>100 µm</b> .....	90
Figura 4.50 – Imagens dos sulcos para o aço ABNT 8550 beneficiado, utilizando penetrador de raio de ponta <b>100 µm</b> , a) carga de <b>1 N</b> , b) carga de <b>2 N</b> , c) carga de <b>5 N</b> , d) detalhe de “c”, e) carga de <b>10 N</b> e f) final do risco carga de <b>10 N</b> .....	91

Figura 4.51 – Valores do fator $f_{ab}$ para o aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> , utilizando penetrador com raio de ponta <b>200 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	92
Figura 4.52 – Imagens dos sulcos para o aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> , utilizando penetrador de raio ponta <b>200 <math>\mu\text{m}</math></b> , a) carga de <b>1 N</b> , b) carga de <b>2 N</b> , c) carga de <b>5 N</b> e d) carga de <b>10 N</b> .....	93
Figura 4.53 – Valores do fator $f_{ab}$ para o aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> , utilizando penetrador com raio de ponta <b>500 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	93
Figura 4.54 – Imagens dos sulcos para o aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> , utilizando penetrador de raio ponta <b>500 <math>\mu\text{m}</math></b> , a) carga de <b>1 N</b> , b) carga de <b>2 N</b> , c) carga de <b>5 N</b> e d) carga de <b>10 N</b> .....	94
Figura 4.55 – Valores do fator $f_{ab}$ para o aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> com os diferentes raios de ponta dos penetradores e cargas normais de riscamento .....	95
Figura 4.56 – Imagens dos sulcos para o aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> e carga normal <b>10 N</b> , a) penetrador de raio <b>50 <math>\mu\text{m}</math></b> , b) penetrador de raio <b>100 <math>\mu\text{m}</math></b> , c) penetrador de raio <b>200 <math>\mu\text{m}</math></b> e d) penetrador de raio <b>500 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	96
Figura 4.57 – Valores do fator $f_{ab}$ para o aço ABNT 8550 <b>recozido</b> , utilizando penetrador com raio de ponta <b>50 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	97
Figura 4.58 – Imagens dos sulcos para o aço ABNT 8550 <b>recozido</b> , utilizando penetrador de raio <b>50 <math>\mu\text{m}</math></b> , a) carga de <b>1 N</b> , b) carga de <b>2 N</b> , c) detalhe carga de <b>2 N</b> , d) carga de <b>5 N</b> , e) detalhe de “d”, f) carga de <b>10 N</b> , g) detalhe de “f” e h) fim do risco carga de <b>10 N</b> .....	98
Figura 4.59 – Valores do fator $f_{ab}$ para o aço ABNT 8550 <b>recozido</b> , utilizando penetrador com raio de ponta <b>100 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	99
Figura 4.60 – Imagens dos sulcos para o aço ABNT 8550 <b>recozido</b> , utilizando penetrador de raio de ponta <b>100 <math>\mu\text{m}</math></b> , a) carga de <b>1 N</b> , b) carga de <b>2 N</b> , c) carga de <b>5 N</b> , d) carga de <b>10 N</b> e e) fim do risco carga de <b>10 N</b> .....	100
Figura 4.61 – Valores do fator $f_{ab}$ para o aço ABNT 8550 <b>recozido</b> , utilizando penetrador com raio de ponta <b>200 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	101
Figura 4.62 – Imagens dos sulcos para o aço ABNT 8550 <b>recozido</b> , utilizando penetrador de raio de ponta <b>200 <math>\mu\text{m}</math></b> , a) carga de <b>1 N</b> , b) carga de <b>2 N</b> , c) carga de <b>5 N</b> e d) carga de <b>10 N</b> .....	102
Figura 4.63 – Valores do fator $f_{ab}$ para o aço ABNT 8550 <b>recozido</b> , utilizando penetrador com raio de ponta <b>500 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	103
Figura 4.64 – Imagens dos sulcos para o aço ABNT 8550 <b>recozido</b> , utilizando penetrador de raio de ponta <b>500 <math>\mu\text{m}</math></b> , a) carga de <b>1 N</b> , b) carga de <b>2 N</b> , c) carga de <b>5 N</b> e d) carga de <b>10 N</b> .....	103

Figura 4.65 – Valores do fator $f_{ab}$ para o aço ABNT 8550 <b>recozido</b> com os diferentes raios de ponta dos penetradores e cargas normais de riscamento .....	104
Figura 4.66 – Imagens tridimensionais obtidas por meio da análise topográfica dos sulcos produzidos no aço ABNT 8550 com penetrador de 50 $\mu\text{m}$ e carga de 10 N, a) recozido e b) beneficiado .....	106
Figura 4.67 - Energia específica para o aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> com os diferentes raios de ponta dos penetradores e cargas normais, a) energia específica de <b>movimentação</b> de material e b) energia específica de <b>remoção</b> de material .....	108
Figura 4.68 - Energia específica de riscamento para o aço ABNT 8550 <b>recozido</b> com os diferentes raios de ponta dos penetradores e cargas normais, a) energia específica de <b>movimentação</b> de material e b) energia específica de <b>remoção</b> de material .....	108
Figura 4.69 – Coeficiente de atrito aparente ao longo do comprimento de riscamento de um dos sulcos gerados em cada condição de carga para o aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> e penetrador de raio de ponta de <b>50 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	111
Figura 4.70 – Coeficiente de atrito aparente ao longo do comprimento de riscamento de um dos sulcos gerados em cada condição de carga para o aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> e penetrador de raio de ponta de <b>100 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	111
Figura 4.71 – Coeficiente de atrito aparente ao longo do comprimento de riscamento de um dos sulcos gerados em cada condição de carga para o aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> e penetrador de raio de ponta de <b>200 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	112
Figura 4.72 – Coeficiente de atrito aparente ao longo do comprimento de riscamento de um dos sulcos gerados em cada condição de carga para o aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> e penetrador de raio de ponta de <b>500 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	112
Figura 4.73 – Coeficiente de atrito aparente ao longo do comprimento de riscamento de um dos sulcos gerados em cada condição de carga para o aço ABNT 8550 <b>recozido</b> e penetrador de raio de ponta de <b>50 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	113
Figura 4.74 – Coeficiente de atrito aparente ao longo do comprimento de riscamento de um dos sulcos gerados em cada condição de carga para o aço ABNT 8550 <b>recozido</b> e penetrador de raio de ponta de <b>100 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	113
Figura 4.75 – Coeficiente de atrito aparente ao longo do comprimento de riscamento de um dos sulcos gerados em cada condição de carga para o aço ABNT 8550 <b>recozido</b> e penetrador de raio de ponta de <b>200 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	114
Figura 4.76 – Coeficiente de atrito aparente ao longo do comprimento de riscamento de um dos sulcos gerados em cada condição de carga para o aço ABNT 8550 <b>recozido</b> e penetrador de raio de ponta de <b>500 <math>\mu\text{m}</math></b> .....	114

Figura 4.77 – Variação do coeficiente de atrito aparente médio com a profundidade do sulco para os diferentes raios de ponta dos penetradores para o aço ABNT 8550 <b>beneficiado</b> .....	115
Figura 4.78 – Variação do coeficiente de atrito aparente médio com a profundidade do sulco para os diferentes raios de ponta dos penetradores para o aço ABNT 8550 <b>recozido</b> .....	116

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Composição do material utilizado (% em peso) (SILVA, 2008) .....	25
Tabela 4.1- Razão entre as energias de deformação dos ensaios de macroindentação.....	51
Tabela 4.2 – Comparação entre as razões das energias de deformação do processo de microindentação e macroindentação para ao aço ABNT 8550 beneficiado e recozido.....	54
Tabela 4.3 – Coeficiente de atrito aparente médio para o aço ABNT 8550 beneficiado em função da carga normal e velocidade de riscamento; penetrador de raio de ponta de 100 $\mu\text{m}$ .....	67
Tabela 4.4 – Coeficiente de atrito aparente médio para o aço ABNT 8550 beneficiado com os diferentes raios de ponta dos penetradores e cargas normais .....	116
Tabela 4.5 – Coeficiente de atrito aparente médio para o aço ABNT 8550 recozido com os diferentes raios de ponta dos penetradores e cargas normais .....	117

## LISTA DE SÍMBOLOS

### Símbolos Latinos:

$A_p$	: Área de indentação projetada [ $\mu\text{m}^2$ ]
$A$	: �rea de indentação projetada no contato elástico [ $\mu\text{m}^2$ ]
$A_t$	: �rea de riscamento projetada na direção tangencial [ $\text{mm}^2$ ]
$A_N$	: �rea normal projetada [ $\text{mm}^2$ ]
$A_V$	: �rea transversal do risco gerado pelo desgaste [ $\text{mm}^2$ ]
$A_3$	: Parâmetro de teste do material
$A_4$	: �rea cisalhada plasticamente



- $A_1 + A_2$  : Soma das áreas do material deslocado para lateral devido à deformação plástica [mm<sup>2</sup>]
- $a$  : Raio de contato [mm]
- $D$  : Diâmetro da esfera [mm]
- $d_f$  : Diâmetro final da impressão [μm]
- $d_p$  : Diâmetro plástico da impressão [μm]
- $d$  : Largura do risco [mm]
- $dl$  : Unidade de deslocamento
- $d_t$  : Diâmetro durante o carregamento
- $e$  : Energia específica de riscamento [J/mm<sup>3</sup>]
- $e_1$  : Número de Euler
- $E$  : Módulo de elasticidade do material [GPa]
- $E_c$  : Energia de deformação durante o carregamento [J]
- $E_d$  : Energia de deformação durante o descarregamento [J]
- $E_e$  : Energia de deformação elástica [J]
- $E_i$  : Módulo de elasticidade do penetrador [GPa]
- $E_p$  : Energia de deformação plástica [J]
- $E_t$  : Energia de deformação total [J]
- $E_r$  : Módulo reduzido [GPa]
- $f_{ab}$  : Razão entre o volume de material removido por corte e o volume do risco gerado
- $F_n$  : Carga normal de indentação [N]
- $F_N$  : Força normal de riscamento [N]
- $F_{\max}$  : Força máxima de indentação [N]
- $F_t$  : Força tangencial [N]
- $h$  : profundidade de penetração [μm]
- $h_c$  : Profundidade de contato [μm]
- $h_e$  : Profundidade de indentação elástica [μm]
- $h_f$  : Profundidade da impressão residual [μm]
- $h_{\max}$  : Profundidade máxima de indentação [μm]

- $h_p$  : Profundidade de indentação plástica [ $\mu\text{m}$ ]  
 $h_s$  : Deslocamento da superfície no perímetro de contato [ $\mu\text{m}$ ]  
 $h_t$  : Profundidade de indentação total  
 $HB$  : Dureza Brinell [GPa]  
 $Hs$  : Dureza ao risco [GPa]  
 $HV$  : Dureza Vickers [GPa]  
 $K$  : Coeficiente de encruamento material  
 $n$  : Expoente de encruamento do material  
 $P_{\text{carregamento}}(h)$ : Polinômio de ajuste sobre a curva força *versus* profundidade determinada na fase de carregamento [ $\text{N}^* \mu\text{m}, \text{J}$ ]  
 $P_{\text{descarregamento}}(h)$ : Polinômio de ajuste sobre a curva força *versus* profundidade determinada na fase de descarregamento [ $\text{N}^* \mu\text{m}, \text{J}$ ]  
 $R$  : Raio do penetrador [mm]  
 $S$  : Rigidez medida experimentalmente através dos dados da curva de descarregamento no ponto de carga máxima [N/mm]  
 $\Delta V$  : Perda de massa [ $\text{mm}^3$ ]

### Símbolos Gregos:

- $\mu$  : Coeficiente de atrito aparente  
 $\mu_{ad}$  : Termo adesivo do coeficiente de atrito  
 $\mu_g$  : Termo sulcamento do coeficiente de atrito  
 $\nu$  : Coeficiente de Poisson da amostra  
 $\nu_i$  : Coeficiente de Poisson do penetrador  
 $\varepsilon_1$  : Constante geométrica que depende da forma do penetrador  
 $\beta_m$  : Constante que depende do tipo de material  
 $\varepsilon_v$  : Deformação verdadeira  
 $\alpha_m$  : Fator de restrição que depende da sensibilidade à taxa de deformação do material de teste  
 $\sigma_e$  : Limite de escoamento do material [MPa]  
 $\sigma_r$  : Limite de ruptura de engenharia [MPa]

- $\delta$  : Parâmetro que depende da compliância do equipamento e da tensão de indentação
- $\sigma_v$  : Tensão verdadeira [MPa]
- $\alpha$  : Ângulo de ataque da partícula abrasiva [°]
- $\alpha_c$  : Ângulo de ataque crítico [°]
- $\tau_c$  : Tensão cisalhante (resistência ao cisalhamento)

### **Siglas e abreviaturas**

- ABNT : Associação Brasileira de Normas Técnicas
- ASTM : American Society for Testing and Materials
- LVDT : Transformador diferencial linear variável
- MEV : Microscopia Eletrônica de Varredura

# SUMÁRIO

## CAPÍTULO I

<b>1. Introdução.....</b>	<b>01</b>
---------------------------	-----------

## CAPÍTULO II

<b>2. Revisão bibliográfica .....</b>	<b>03</b>
2.1. Tribologia .....	03
2.2. Desgaste abrasivo .....	03
2.3. Esclerometria retilínea .....	09
2.3.1. Penetradores utilizados na esclerometria .....	09
2.3.2. Dureza ao risco .....	11
2.3.3. Fator $f_{ab}$ .....	12
2.3.4. Coeficiente de atrito.....	13
2.4. Indentação instrumentada.....	15
2.4.1. Método Haggag .....	15
2.4.2. Método Oliver Pharr .....	18
2.4.3. Energias de deformação no ensaio de indentação .....	20
2.5. Comportamento do aço ABNT 8550 mediante erosão/cavitação .....	21

## CAPÍTULO III

<b>3. Procedimento experimental .....</b>	<b>25</b>
3.1. Preparação das amostras .....	25
3.2. Ensaio de microesclerometria retilínea .....	28
3.2.1. Descrição do equipamento de microesclerometria .....	28
3.2.2. Ensaio com diferentes velocidades de riscamento.....	32
3.2.3. Ensaio com velocidade de riscamento fixa.....	33
3.3. Ensaio de microindentação instrumentada .....	36
3.4. Ensaio de macroindentação instrumentada .....	41

**CAPÍTULO IV**

<b>4. Resultados e discussões .....</b>	<b>45</b>
4.1. Propriedades mecânicas .....	45
4.1.1. <i>Resultados de macroindentação instrumentada .....</i>	<i>45</i>
4.1.2. <i>Resultados de microindentação instrumentada .....</i>	<i>51</i>
4.2. Propriedades tribológicas .....	55
4.2.1. <i>Efeito da velocidade de riscamento .....</i>	<i>55</i>
4.2.2. <i>Resultados dos ensaios de microesclerometria retilínea com</i> <i>velocidade fixa .....</i>	<i>68</i>
4.2.2.1. <i>Avaliação da dureza ao risco .....</i>	<i>69</i>
4.2.2.2. <i>Avaliação dos mecanismos de desgaste .....</i>	<i>87</i>
4.2.2.3. <i>Avaliação da energia específica .....</i>	<i>106</i>
4.2.2.4. <i>Avaliação do coeficiente de atrito .....</i>	<i>110</i>

**CAPÍTULO V**

<b>5. Conclusões .....</b>	<b>119</b>
----------------------------	------------

**CAPÍTULO VI**

<b>6. Sugestões para trabalhos futuros .....</b>	<b>121</b>
--	------------

**CAPÍTULO VII**

<b>7. Referências bibliográficas .....</b>	<b>123</b>
--	------------

# CAPÍTULO I

## 1. Introdução

As descobertas recentes de novas reservas de petróleo no território brasileiro e o desafio de desenvolver novos equipamentos para a exploração de petróleo *offshore* colocou a Petrobras como uma das maiores produtoras de óleo em águas profundas do mundo. No início do ano de 2008, a Petrobras foi reconhecida através de pesquisa da Management & Excellence (M&E) como a companhia petroleira mais sustentável do mundo ([www.petrobras.com.br](http://www.petrobras.com.br)).

No intuito de alcançar estes resultados, esforços enormes vêm sendo empreendidos. Um deles é através do uso de sistemas de bombeamento multifásico em águas profundas. Um dos grandes desafios nesse caso é o desenvolvimento de sistemas de bombeamento que sejam viáveis, funcional e economicamente.

O grande volume e a agressividade abrasiva dos fluidos transportados nesses sistemas multifásicos (petróleo, gás, água e sólidos ocorrentes) são um dos principais problemas relacionados ao desgaste e, conseqüentemente, à perda de eficiência hidrodinâmica em bombas multifásicas (SILVA, 2008). Segundo Höppel e colaboradores (1999), os rotores destas bombas são solicitados basicamente por desgaste erosivo/abrasivo. Estes rotores são fabricados em aço ABNT 8550 nitretados.

Em trabalhos desenvolvidos por Silva (2008) um exaustivo e sistemático trabalho foi realizado no sentido avaliar o desempenho do aço ABNT 8550 com relação à erosão, à corrosão e corrosão/erosão. Nesse trabalho, mostrou-se que a utilização desse material na condição ferrítica-perlítica pode trazer alguns benefícios, quando comparado com os da condição temperada e revenida no que se refere à erosão.

Com intuito de melhor compreender esse comportamento, buscou-se através deste trabalho realizar uma investigação detalhada da interação entre partícula dura e o referido aço nas duas condições (beneficiada e recozida), usando como ferramentas a esclerometria e a indentação instrumentada.

A esclerometria é um método de teste utilizado na avaliação tribológica de superfícies e revestimentos de materiais. Ela se baseia no fato do desgaste abrasivo ser considerado como um processo de riscamento múltiplo e seu modelo é baseado na ação de partículas abrasivas isoladas. Por meio desta técnica, é possível determinar mecanismos de desgaste, o coeficiente e força de atrito, dureza ao risco, energia específica de riscamento,

diferenciar abrasão dúctil de abrasão frágil e discriminar a contribuição de cada uma ao processo de desgaste abrasivo (ZUM GAHR, 1987).

A indentação instrumentada, por sua vez, permite o acesso a propriedades mecânicas *in situ*, tanto a nível macro quanto micrométrico. As propriedades aqui mensuradas são: limite de escoamento, limite de resistência à tração, coeficiente e expoente de encruamento, dureza e tenacidade, módulo de elasticidade, dentre outros (HAGGAG, 1993; OLIVER; PHARR, 1992; COLLIN et al., 2008).

Assim, este trabalho tem por objetivo obter propriedades tribológicas e mecânicas do aço ligado ABNT 8550 após tratamentos térmicos de beneficiamento (têmpera/revenimento) e recozimento através de ensaios de microesclerometria retilínea e indentação instrumentada. Bem como, avaliar o efeito de alguns parâmetros do ensaio esclerométrico nas propriedades tribológicas.

Esta dissertação foi subdividida em capítulos para uma melhor compreensão da metodologia adotada, como será descrito a seguir.

No capítulo II apresenta-se uma revisão bibliográfica abordando conceitos de desgaste, mecanismos de desgaste, propriedades tribológicas e mecânicas, a técnica de esclerometria e também a técnica de indentação instrumentada e modelos utilizados para estimar as propriedades mecânicas.

No capítulo III descrevem-se, detalhadamente, os procedimentos experimentais adotados, os materiais ensaiados e os equipamentos utilizados.

Os resultados obtidos e discussões são apresentados no capítulo IV.

No capítulo V apresentam-se as conclusões do trabalho.

As sugestões para trabalhos futuros são apresentadas no capítulo VI.

E, finalmente, no capítulo VII apresentam-se as referências bibliográficas utilizados neste trabalho.

# CAPÍTULO II

## 2. Revisão Bibliográfica

Neste capítulo será apresentada uma revisão bibliográfica abordando conceitos de desgaste, técnicas de avaliação de propriedades tribológicas e mecânicas, e aplicação do aço ABNT 8550 na indústria.

### 2.1. Tribologia

Jost (1966) define tribologia como sendo “a ciência e tecnologia de superfícies que interagem em movimento relativo e de práticas relacionadas”. Esta ciência é fundamentada na investigação científica de três pilares: atrito, desgaste e lubrificação. O atrito e o desgaste não são propriedades intrínsecas do material e dependem das características do tribossistema.

O atrito é definido como sendo a resistência ao movimento relativo entre corpos. Surge de interações dos sólidos na área real de contato e depende do par de materiais em contato e do tribossistema (ZUM GAHR, 1987).

O desgaste, por sua vez, é definido como a perda progressiva de material da superfície de um corpo como consequência do movimento relativo entre os corpos.

### 2.2. Desgaste abrasivo

O desgaste abrasivo é tido como um dos principais responsáveis pela degradação de peças e componentes nos diversos ramos da indústria e, decisivamente, é o que se encontra com maior frequência (EYRE, 1976; MISRA; FINNIE, 1982). Segundo Eyre (1976), este tipo de desgaste é responsável por 50% das falhas, o que lhe confere grande importância econômica.

Uma definição mais formal de desgaste abrasivo foi dada pela OECD (Organization for Economic Corporation and Development – OECD), na qual o desgaste abrasivo é definido como “A perda de matéria devido ao movimento relativo de duas superfícies e decorrente da ação de:

- Asperidades duras em uma das superfícies,
- Partículas abrasivas livres entre as duas superfícies,
- Partículas abrasivas engastadas em uma das superfícies.”



Quando o desgaste é resultante da ação de asperidades duras em uma das superfícies em movimento relativo e/ou por partículas engastadas, o desgaste é denominado de desgaste abrasivo por deslizamento. Nesta configuração, as partículas abrasivas deslizam contra uma superfície (Fig. 2.1a). Outra forma de desgaste por abrasão ocorre quando as partículas abrasivas estão livres e dispersas entre duas superfícies em movimento relativo, podendo as partículas rolar e deslizar entre as duas superfícies. Esta forma de desgaste é denominada de desgaste abrasivo por rolamento, Fig. 2.1b (HUTCHINGS et al., 1996).



Figura 2.1 – Representação esquemática: a) desgaste abrasivo por deslizamento de partículas e b) desgaste abrasivo por rolamento de partículas.

A taxa de desgaste é normalmente menor quando ocorre o desgaste por rolamento de partículas abrasivas. No entanto, durante o processo de desgaste abrasivo é possível a transformação de desgaste por rolamento em desgaste por deslizamento de partículas. Se a partícula dura rolante penetrar e ficar engastada em uma das superfícies, esta se tornará uma partícula deslizante (HUTCHINGS et al., 1996).

Em estudos tribológicos associados ao desgaste abrasivo é de fundamental importância definir os micromecanismos de desgaste presentes. Estes definem os processos de interação entre o material abrasivo ou asperidades duras e a superfície desgastada (BARROS; DE MELLO, 2006). A Figura 2.2 esquematiza os micromecanismos de desgaste presentes no desgaste abrasivo.

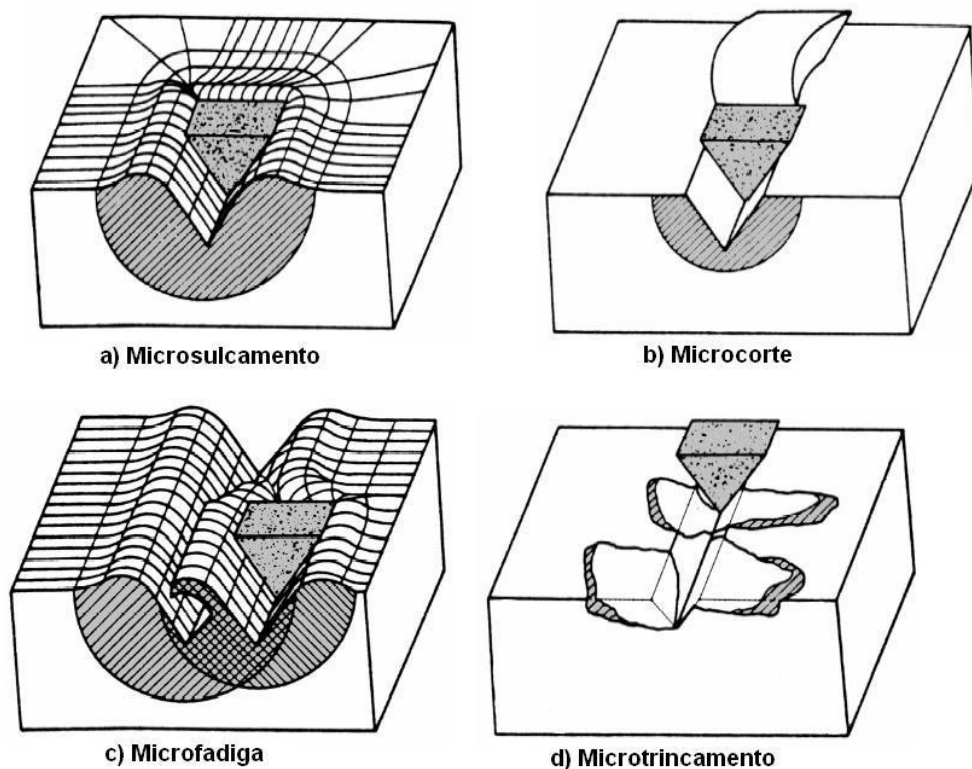


Figura 2.2 – Representação esquemática dos micromecanismos de desgaste (ZUM GAHR, 1987).

O microsulcamento é caracterizado por uma elevada deformação plástica da superfície desgastada devido à ação de partículas abrasivas. O material deformado plasticamente é deslocado totalmente para as laterais do sulco, não ocorrendo remoção de material, Fig. 2.2a (ZUM GAHR, 1987; HUTCHINGS, 1992).

Quando as condições de desgaste não permitem elevados níveis de deformação plástica do material, ocorre então o microcorte (Fig. 2.2b). O microcorte puro resulta em uma perda de material igual ao volume do risco produzido (STACHOWIAK, 2001; ZUM GAHR, 1987; HUTCHINGS, 1992). A razão entre microsulcamento e microcorte depende das características da partícula abrasiva, ou seja, da sua natureza, forma, ângulo crítico e inclinação da face de contato (SEDRICKS; MULHEARN, 1964).

Na abrasão, partículas abrasivas podem interagir sucessivamente ou simultaneamente. Se ocorrer um regime dúctil devido às condições do desgaste, tem-se a interação descrita como microsulcamento repetitivo ou microfadiga (Fig. 2.2c). Neste processo, devido às sucessivas deformações plásticas geradas pelo microsulcamento, pode ocorrer perda de material (STACHOWIAK, 2001; ZUM GAHR, 1987; HUTCHINGS, 1992; BARROS; DE MELLO, 2006).

O microtrincamento ocorre quando elevados níveis de concentração de tensão são impostos pelas partículas abrasivas na superfície de materiais mais frágeis (Fig. 2.2d). No microtrincamento, grandes fragmentos de desgaste são destacados da superfície do material devido à formação e propagação de trincas, sendo assim as partículas de desgaste maiores que a largura do risco. Este micromecanismo caracteriza o regime frágil da abrasão.

Segundo Hutchings (1992), a dureza das partículas abrasivas tem influência direta na taxa de desgaste abrasivo. Partículas com baixa dureza causam menor desgaste na superfície do material do que partículas de maior dureza. Devido o contato da partícula abrasiva com a superfície do material, as pressões de contato geram campos de tensões na superfície do material. Estas tensões no contato podem superar o limite de escoamento da superfície do material ou da partícula abrasiva. A pressão de contato é entendida como a resistência à penetração da superfície do material. A indentação pode ocorrer se a partícula abrasiva suportar a carga normal aplicada sobre ela, sem se deformar (Fig. 2.3a). Se a partícula falhar por escoamento ou fratura, a deformação plástica na superfície do material é insignificante, Fig. 2.3b (HUTCHINGS, 1992). Hutchings (1992) observou experimentalmente que, independentemente da forma da partícula abrasiva, o risco gerado pela partícula abrasiva causa deformação plástica quando a relação de dureza do abrasivo e superfície é maior que 1,2 ( $H_{\text{abrasivo}}/H_{\text{superfície}} > 1,2$ ).

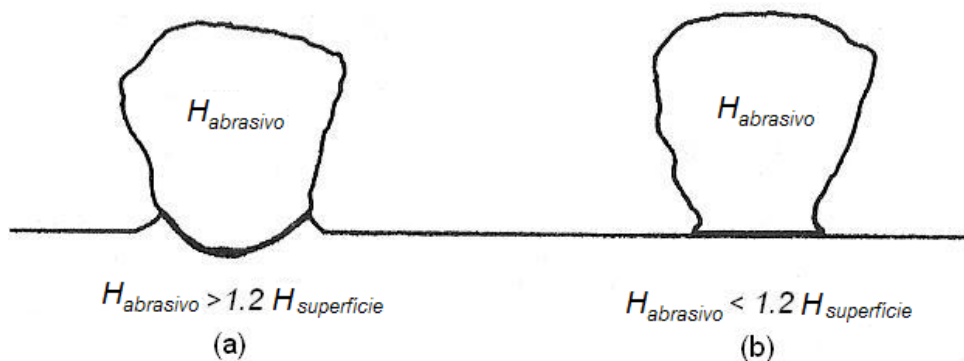


Figura 2.3 – Ilustração do contato entre uma partícula abrasiva submetida a uma carga normal e uma superfície plana. (a)  $H_{\text{abrasivo}}$  maior que  $1,2 H_{\text{superfície}}$ ; (b)  $H_{\text{abrasivo}}$  menor que  $1,2 H_{\text{superfície}}$  (HUTCHINGS, 1992).

A forma da partícula abrasiva é outro fator que afeta o desgaste abrasivo de materiais. Partículas abrasivas angulosas causam maiores danos do que partículas esferoidais. As taxas de desgaste dependem fortemente da forma da partícula abrasiva (HUTCHINGS, 1992).

Outro fator de grande influência na taxa de desgaste é o tamanho da partícula abrasiva. Na literatura são encontrados dados mostrando que o aumento do tamanho das partículas abrasivas até 100  $\mu\text{m}$  modificam significativamente as taxas de desgaste (MISRA e FINNIE, 1981; HUTCHINGS, 1992). Para tamanhos de partículas maiores que 100  $\mu\text{m}$  as taxas de desgaste apresentam pouca alteração, permanecendo praticamente constantes.

Um indicador da severidade do processo de desgaste é o ângulo de ataque ( $\alpha$ ). Este ângulo é formado entre a parte frontal do penetrador e a superfície do material riscado (LAWN; FULLER, 1975; MULHEARN; SAMUELS, 1962; SEDRINKS; MULLEARN, 1964). A Figura 2.4 representa uma relação entre o ângulo de ataque ( $\alpha$ ), o raio do penetrador ( $R$ ) e o raio da área de contato para um penetrador esférico ( $a$ ).

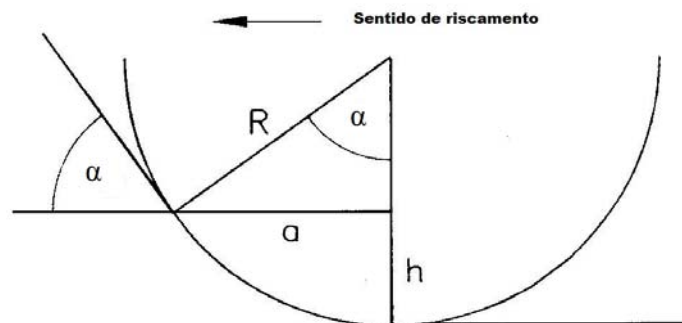


Figura 2.4 – Representação esquemática da relação entre o ângulo de ataque, raio de ponta do penetrador e raio da área de contato (THOMAS; RICHARD, 1993).

Analisando a Fig. 2.4, observa-se que o ângulo de ataque está ligado com a profundidade do risco ( $h$ ), e com o aumento da profundidade do risco tem-se um maior ângulo de ataque.

Segundo Mulhearn e Samuels (1962), Sedriks e Mulhearn (1964), o material é removido da superfície por corte quando o ângulo de ataque da partícula abrasiva é maior que o ângulo de ataque crítico. O ângulo de ataque crítico, por sua vez, é função do material desgastado e das condições de teste. Teoricamente, o ângulo de ataque crítico descreve a transição entre microsulcamento e microcorte. A Figura 2.5 correlaciona o ângulo de ataque de uma partícula com a relação corte/sulcamento.

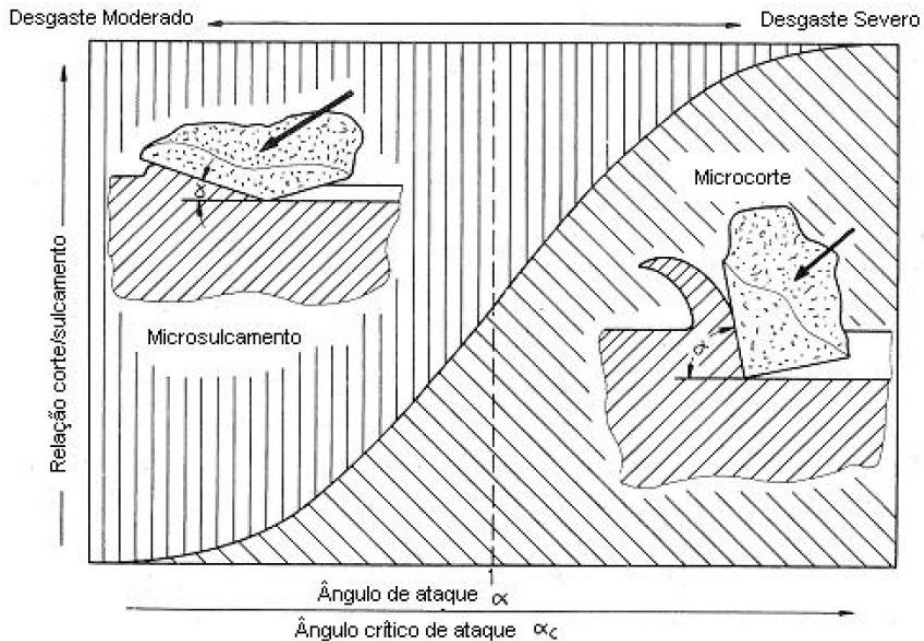


Figura 2.5 – Relação entre corte e sulcamento como função da relação entre o ângulo de ataque e ângulo de ataque crítico (ZUM GAHR, 1987).

Zum Gahr (1987) realizou experimentos em ligas de bronze (Cu - 30Zn) usando partículas abrasivas com diferentes ângulos de ataque. Estes experimentos mostraram um aumento da profundidade da zona deformada plasticamente abaixo do risco com a diminuição do ângulo de ataque da partícula abrasiva. Isto revelou que menores ângulos de ataque da partícula abrasiva resultam em uma maior extensão da deformação plástica do material, enquanto maiores ângulos de ataque proporcionam uma menor deformação plástica e favorecem a formação de cavaco (corte do material).

No estudo do desgaste abrasivo, duas formas de abordagens podem ser feitas: a análise local e a análise global. Na abordagem local busca-se compreender os fenômenos do desgaste abrasivo, estudando parâmetros e aspectos do desgaste na interação de uma partícula dura com a superfície do material. Na abordagem local, as técnicas utilizadas são a esclerometria e indentação.

A esclerometria se baseia no fato do desgaste abrasivo poder ser considerado como um processo de riscamento múltiplo. Deste modo, seu modelo é baseado na ação de partículas abrasivas isoladas. Essas partículas abrasivas se assemelham a elementos riscantes duros de geometria simples e conhecida. Estas condições, muito embora idealizadas, permitem a utilização de modelos simples, podendo contribuir para a compreensão de aspectos fundamentais do processo abrasivo (FRANCO, 1989).

Na abordagem global são reproduzidas em laboratório condições de campo, analisando o material quanto ao seu desempenho e vida útil, quando submetido à abrasão (MISRA; FINNIE, 1980). Nesse caso, o sistema é avaliado antes e depois de um

determinado ensaio abrasivo, e as diferenças encontradas são atribuídas ao processo sofrido pela amostra.

### **2.3. Esclerometria retilínea**

A esclerometria consiste basicamente na aplicação de uma carga normal sobre um penetrador, que é feito movimentar ao longo da superfície a ser riscada.

Nos ensaios de esclerometria retilínea controla-se a carga normal aplicada sobre o penetrador e, simultaneamente, monitora-se a profundidade de penetração.

O ensaio de esclerometria é um tipo de teste muito utilizado como um meio de classificação de materiais para resistência ao desgaste em serviço (WILLIAMS, 1996), permitindo compreender melhor alguns fatores que influenciam o processo de desgaste abrasivo e também (ZUM GAHR, 1981):

- Caracterizar os esforços atuantes sobre as diferentes fases constituintes do material;
- Determinar a dureza ao risco do material, a energia específica e o coeficiente de atrito aparente;
- Identificar a morfologia da deformação nas proximidades do penetrador, bem como dos efeitos da sua geometria;
- Diferenciar abrasão dúctil de abrasão frágil e discriminar a contribuição de cada uma ao processo de desgaste abrasivo.

#### *2.3.1. Penetradores utilizados na esclerometria*

Na padronização dos ensaios esclerométricos, é comum utilizar penetradores de ensaios de dureza para representar tais partículas abrasivas. Os penetradores mais comumente utilizados são os Rockwell C (cônico), Brinell (esférico) e os Vickers ou Knoop (piramidais) (NOGUEIRA, 1988). Alguns tipos de penetradores e áreas de contato são mostrados na Fig. 2.6. Em geral, somente a metade da área frontal do penetrador suporta completamente o material no ensaio de esclerometria.

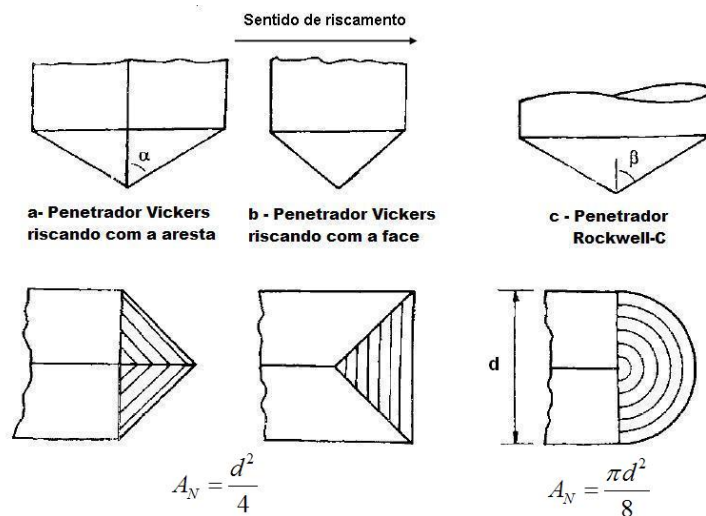


Figura 2.6 – Alguns modelos de penetradores e suas respectivas áreas de pressão de contato (WILLIAMS, 1996).

Os penetradores nos ensaios de esclerometria não só indentam o material como também o riscam. Mesmo assim, no caso de carga normal constante, verifica-se que a formação de microtrincas devido ao riscamento muito se assemelha a uma indentação pontual (NOGUEIRA, 1988; LAWN; WILSHAW, 1975; SWAIN, 1979).

Penetradores utilizados em ensaios de esclerometria podem ser separados em dois grupos: a dos penetradores obtusos e a dos agudos (NOGUEIRA, 1988). No grupo dos penetradores obtusos estão incluídos os esféricos, hemisféricos e cilíndricos. A ação destes penetradores tem seu estudo baseado no campo de tensões Hertizianas (NOGUEIRA, 1988; LAWN; WILSHAW, 1975; SWAIN, 1979).

Os penetradores cônicos e piramidais são classificados como agudos (NOGUEIRA, 1988; LAWN; WILSHAW, 1975; LAWN; FULLER, 1975). Os fenômenos da indentação estática são analisados segundo o campo de tensões de Boussinesq (NOGUEIRA, 1988; LAWN; WILSHAW, 1975; LAWN; FULLER, 1975). Este grupo de penetradores representa uma maior realidade em situações de contato nas quais a superfície sofre degradação (NOGUEIRA, 1988; LAWN; FULLER, 1975).

As situações de contato, em que uma superfície sofre degradação, são mais fielmente representadas pela atuação de penetradores agudos. Nessas situações, verifica-se que as impressões residuais são semelhantes geometricamente, sendo a pressão de contato independente das dimensões da impressão. Por essas razões, os penetradores agudos são mais adequados no estudo de desgaste e os obtusos no estudo do atrito (NOGUEIRA, 1988).

### 2.3.2. Dureza ao risco

A dureza ao risco foi uma das primeiras técnicas utilizadas por meio da esclerometria para classificar os materiais em diferentes categorias de acordo com a resistência à deformação no contato. Mohs em 1824 foi um dos primeiros a estabelecer uma escala de dureza baseada no princípio do riscamento de um material por uma partícula dura. Quando a abrasão é totalmente controlada pela deformação plástica, a dureza ao risco torna-se um importante parâmetro (DE MELLO; DURAND-CHARRE; MATHIA, 1986).

A dureza ao risco ( $H_s$ ) é um parâmetro obtido através de ensaios de esclerometria, sendo definida como a razão entre a carga normal de riscamento ( $F_N$  em N) e a área normal projetada ( $A_N$  em mm) da face ativa do penetrador, como mostrado na Eq. (2.1).

$$H_s = \frac{F_N}{A_N} \quad (2.1)$$

A área normal projetada é determinada em função do modelo do penetrador utilizado no teste de riscamento, como observado na Fig. 2.7. No caso de penetrador Rockwell C (Fig. 2.7), a área é determinada através da Eq. (2.2).

$$A_N = \frac{\pi d^2}{8} \quad (2.2)$$

onde  $d$  é a medida da largura do risco.

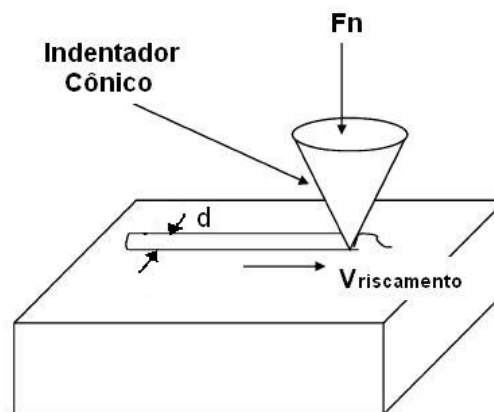


Figura 2.7 – Processo de riscamento utilizando um penetrador Rockwell C (HADAL, 2005).

Relacionando as Equações (2.2) e (2.1) e de acordo com a norma ASTM G 171 - 03, que padroniza o teste esclerométrico para o cálculo da dureza ao risco utilizando penetradores Rockwell C, tem-se a seguinte equação para a determinação da dureza ao risco, Eq. (2.3):

$$H_s = \frac{8F_N}{\pi d^2} \quad (2.3)$$



A energia específica de riscamento, por sua vez, ( $e$ ) é dada pela relação entre a energia necessária para gerar um risco e a massa removida ( $\Delta V$ ), ver Eq. (2.4). Esse parâmetro foi estudado por Bryggman e colaboradores (1985), tendo sido observado através de ensaios de esclerometria pendular, que a resistência à abrasão é diretamente proporcional a essa energia, para várias situações práticas.

$$e = \frac{F_t [N] * dl [mm]}{\Delta V [mm^3]} = \frac{F_t * dl}{A_t [mm^2] * dl} = \frac{F_t}{A_t} \quad [J/mm^3] \quad (2.4)$$

onde  $F_t$  é a força tangencial,  $\Delta V$  é a perda de massa,  $dl$  é a unidade de deslocamento e  $A_t$  é a área de contato projetada na direção tangencial.

### 2.3.3. Fator $f_{ab}$

Outro importante parâmetro na avaliação dos mecanismos de desgaste, obtido através de testes de esclerometria, é o fator  $f_{ab}$ . Este fator é definido como sendo a razão entre o volume de material removido por desgaste e o volume do risco gerado (ZUM GAHR, 1987), expresso através da Eq. (2.5):

$$f_{ab} = \frac{A_v [mm^2] - (A_1 + A_2) [mm^2]}{A_v [mm^2]} \quad (2.5)$$

onde  $A_v$  é a área transversal do risco gerado pelo desgaste e  $(A_1 + A_2)$  são as áreas do material deslocado para as laterais devido à deformação plástica.

A Figura 2.8 apresenta uma representação esquemática da relação entre o volume de material removido e do risco gerado (fator  $f_{ab}$ ).

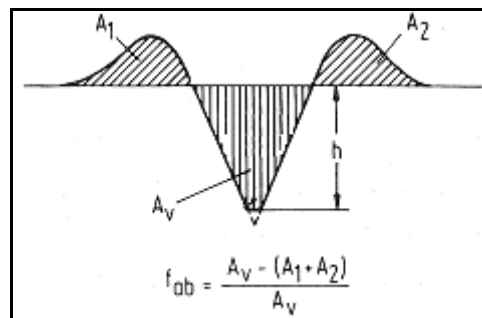


Figura 2.8 – Representação esquemática do fator  $f_{ab}$  (ZUM GAHR, 1987).

O microsulcamento ideal ocorre quando o volume de material deslocado para lateral devido à passagem da partícula abrasiva é igual ao volume do risco gerado, tendo assim seu fator  $f_{ab}$  igual a zero. Já o microcorte ideal ocorre quando o fator  $f_{ab}$  é igual a 1, ou seja, todo material da superfície é removido devido ao corte pela partícula abrasiva. Em

condições de desgaste onde predomina o microtrincamento, tem-se um valor de  $f_{ab}$  maior do que 1 ( $f_{ab} > 1$ ). Isto se deve aos grandes fragmentos que se destacam da superfície do material pela formação e propagação de trincas, caracterizando condições frágeis de desgaste.

Zum Gahr (1987) confirmou experimentalmente para alguns materiais a dependência do fator  $f_{ab}$  com o ângulo de ataque da partícula abrasiva. A Figura 2.9 mostra que valores de  $f_{ab}$  aumentam com o seno do ângulo de ataque da partícula.

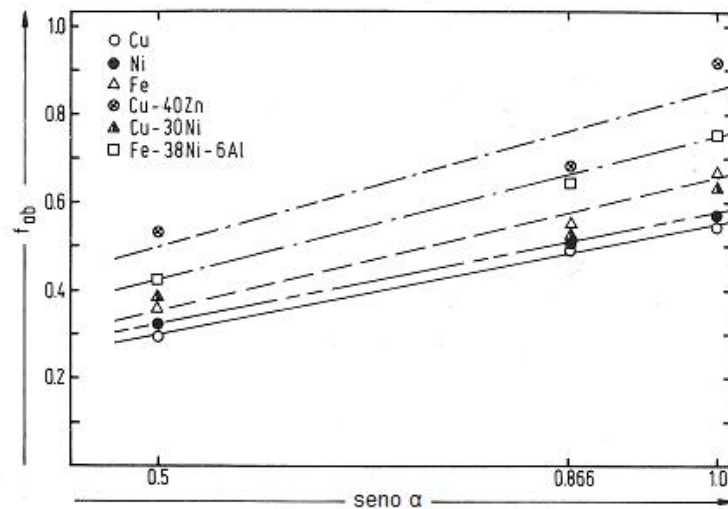


Figura 2.9 – Dependência do fator  $f_{ab}$  com o seno do ângulo de ataque da partícula abrasiva (ZUM GAHR, 1987).

#### 2.3.4. Coeficiente de atrito

O atrito é a resistência ao movimento relativo, podendo ser obtido também da esclerometria. Ele surge de interações dos sólidos na área real de contato e depende do par de materiais em contato e do tribosistema (ZUM GAHR, 1987). A força de resistência, que surge devido ao movimento relativo entre os corpos, é definida como força tangencial.

Sobre algumas condições de deslizamento, o coeficiente de atrito aparente para um dado par de materiais e condições fixas de lubrificação pode ser quase constante. Esta observação levou Amontons em 1699 a definir a formulação de duas leis empíricas do atrito por deslizamento, frequentemente chamadas de leis de Amontons (1ª e 2ª leis). Entretanto, Leonardo da Vinci foi o primeiro a descrever o atrito em 1500. A terceira lei do atrito foi descrita por Coulomb em 1785. As leis do atrito são descritas abaixo:

- 1- a força de atrito é proporcional a força normal;
- 2- a força de atrito é independente da área de contato aparente;
- 3- a força de atrito é independente da velocidade de deslizamento.

Bowden e Tabor (1964) propuseram avaliar o coeficiente de atrito aparente como a soma dos termos de adesão ( $\mu_{ad}$ ) e sulcamento ( $\mu_g$ ), Eq. (2.6).

$$\mu = \mu_{ad} + \mu_g \quad (2.6)$$

Segundo Zum Gahr (1987), geralmente o termo adesivo é substancialmente menor que o termo sulcamento durante abrasão por partículas duras e o termo sulcamento pode ser relacionado com o coeficiente de atrito através da Eq. 2.7.

$$\mu_g = \frac{\tau_c \left[ \frac{N}{mm^2} \right] * A_4 [mm^2]}{F_N [N]} \quad (2.7)$$

onde é  $\tau_c$  a tensão cisalhante (resistência ao cisalhamento),  $A_4$  é área cisalhada plasticamente e  $F_N$  é a força normal.

O termo sulcamento reflete a resistência de como o penetrador sulca o material. Isto depende da geometria do penetrador, da profundidade de penetração e das propriedades do material (SUBHASH; ZHANG, 2002). Os autores Sin; Saka; Suh (1979) mostraram que o termo sulcamento do coeficiente de atrito para uma partícula de forma cônica com ponta hemisférica é dependente da razão entre a largura do risco ( $d$ ) e o raio de ponta da partícula ( $R$ ). Com o aumento da razão ( $d/R$ ) o coeficiente de atrito aumenta principalmente devido o aumento da componente de sulcamento.

Segundo Hutchings (1992), o coeficiente de atrito varia com a microestrutura do material e carga normal. Com o aumento da carga, tem-se um aumento da deformação plástica, proporcionando um aumento do encruamento e da resistência mecânica do material. Esse aumento da resistência mecânica devido à deformação plástica faz com que a força necessária para cisalhar material aumente e, conseqüentemente, ocorre um aumento do termo sulcamento do coeficiente de atrito aparente.

O termo adesivo do coeficiente de atrito apesar de ser menor para o caso de sulcamento do material, também deve ser considerado na análise do coeficiente de atrito aparente, com o aumento da área real de contato com o acréscimo da carga, a adesão também aumenta e isto produz um acréscimo no coeficiente de atrito aparente (LIANG et al., 1996).

## 2.4. Indentação instrumentada

As propriedades mecânicas definem o comportamento de um material quando sujeito a esforços de natureza mecânica. As propriedades de um material são de fundamental importância para sua caracterização. Uma correta seleção e aplicação de um material para determinadas operações consiste em realizar estudos mediante solicitações mecânicas.

Propriedades mecânicas tais como: limite de resistência à tração, limite de escoamento, dureza, módulo de elasticidade entre outras propriedades podem ser determinadas através de ensaios de indentação instrumentada (HAGGAG, 1993; OLIVER; PHARR, 1992).

A determinação da integridade de qualquer estrutura metálica é importante tanto para garantir que falhas não ocorrerão durante a vida de seus componentes quanto para avaliar o tempo de vida da estrutura. De maneira a obter a integridade destas estruturas submetidas à acidentes ou condições de serviço severas, é requerido o conhecimento das propriedades mecânicas do material para uma avaliação (HAGGAG, et al.1990).

As propriedades mecânicas de um material podem ser obtidas através de modernos ensaios de macroindentação. A macroindentação é um ensaio que visa medir a resistência à penetração de um material e a correlação dos eventos de deformação com teorias de elastoplasticidade, permitindo assim o acesso a diversas propriedades mecânicas do material (RAMOS NETO, et al. 2003).

Os ensaios de indentação instrumentada são de maneira geral ensaios não destrutivos e de rápida execução. Na realização de tais ensaios, utilizam-se de penetradores convencionais de ensaios de dureza acoplados a equipamentos capazes de aplicarem carga e monitorarem sua aplicação, bem como a profundidade de penetração.

Tabor (1951) foi quem primeiro relacionou a dureza e deformação próxima a penetradores esféricos com testes de tração uniaxial. Estas correlações são baseadas em três premissas:

1 - Curvas monotônicas de tensão *versus* deformação verdadeiras obtidas do ensaio de tração e compressão são razoavelmente semelhantes;

2 - A deformação de indentação correlaciona-se com a deformação plástica verdadeira em um teste de tração uniaxial;

3 - A pressão média da indentação esférica correlaciona-se com a tensão de escoamento do ensaio uniaxial de tração.

Estas premissas são bem estabelecidas para vários materiais (HAGGAG, 1993).

Atualmente existem alguns métodos de cálculos de propriedades mecânicas de materiais a partir de testes de indentação instrumentada. A seguir são descritos dois métodos de cálculo: Haggag e Oliver Pharr.

#### 2.4.1. Método Haggag

Quando se utiliza penetradores esféricos na macroindentação instrumentada, carregamentos seguidos de descarregamentos parciais permitem que a profundidade de indentação ( $h_p$ ) associada com a deformação plástica do material seja estimada

corretamente. O diâmetro plástico ( $d_p$ ) pode ser determinado a partir de  $h_p$ . A Figura 2.10 apresenta um perfil típico de um ciclo de carregamento e descarregamento.

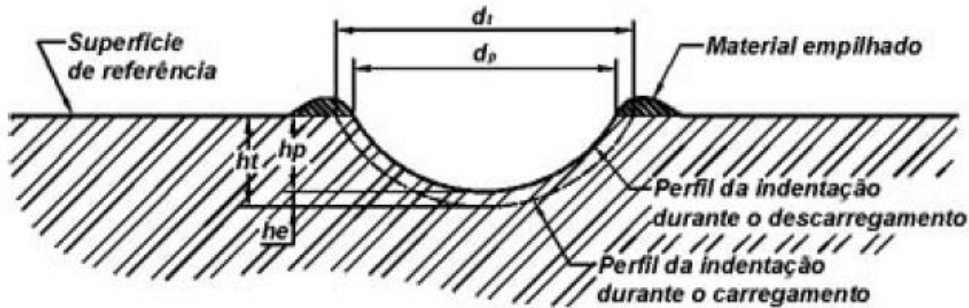


Figura 2.10 – Perfil t pico de um ciclo de carregamento e descarregamento de indentação produzido por um penetrador esférico. (HAGGAG, et al.1990).

As curvas nos gráficos Carga em função da Profundidade apresentam-se, normalmente, como porções que podem ser aproximados por polin mios de primeiro grau (Fig. 2.11). A partir destas curvas   possível determinar os valores de força máxima ( $F_{max}$ ), profundidades plásticas ( $h_p$ ), elástica ( $h_e$ ) e profundidade máxima ( $h_{max}$ ) para cada ciclo de indentação.

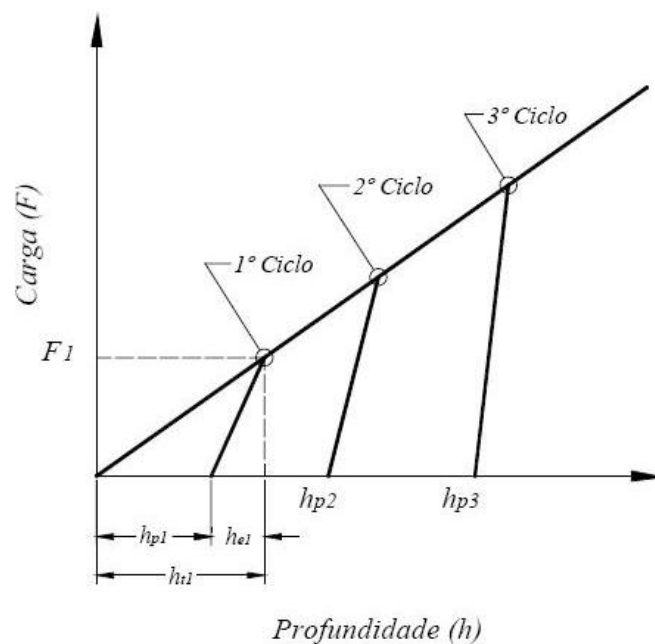


Figura 2.11 - Representação esquemática da relação carga e profundidade, observando vários ciclos de indentação (CALLEGARI et al., 2005).

Tabor (1951) relacionou a deformação plástica verdadeira ( $\epsilon_v$ ) em um teste de tração uniaxial e a deformação de indentação ( $dp/D$ ) a partir do teste de indentação. A

deformação e tensão verdadeiras podem ser resolvidas a partir das Eq. (2.8) e (2.9), respectivamente.

$$\varepsilon_v = 0,2 \cdot \frac{d_p}{D} \quad (2.8)$$

$$\sigma_v = \frac{4 \cdot F_n}{\pi \cdot d_p^2 \delta} \quad (2.9)$$

onde:  $F_n$  – carga normal de indentação;  $d_p$  - diâmetro plástico da impressão, Eq. (2.10);  $\varepsilon_v$  – deformação plástica verdadeira;  $\sigma_v$  – tensão verdadeira;  $D$ - diâmetro da esfera;  $\delta$  - parâmetro que depende da compliância do equipamento e da tensão de indentação.

O diâmetro plástico da impressão ( $d_p$ ) é calculado através da Eq. (2.10).

$$d_p = \sqrt[3]{2,735 \cdot F_n \cdot D \cdot \left( \frac{1}{E_a} + \frac{1}{E_i} \right) \cdot \left( \frac{h_p^2 + 0,25 \cdot d_p^2}{h_p^2 + 0,25 \cdot d_p^2 - h_p \cdot D} \right)} \quad (2.10)$$

onde:  $E_a$  – módulo de elasticidade do material da amostra;  $E_i$  – módulo de elasticidade do material do penetrador;  $D$  - diâmetro da esfera;  $h_p$  – profundidade plástica da impressão.

A fração de escoamento plástico da curva tensão verdadeira ( $\sigma_v$ ) em função da deformação plástica verdadeira ( $\varepsilon_v$ ) pode ser expressa por meio de uma função potência, da pela Eq. (2.11).

$$\sigma_v = K \cdot \varepsilon_v^n \quad (2.11)$$

onde  $K$  é o coeficiente de encruamento material,  $n$  é o expoente de encruamento,  $\sigma_v$  é a tensão verdadeira e  $\varepsilon_v$  é a deformação verdadeira.

Por meio de regressão linear, os dados obtidos das Eq. (2.8) e (2.9) são ajustados à Eq. (2.11), obtendo assim os valores do expoente de encruamento ( $n$ ) e do coeficiente de encruamento ( $K$ ).

O limite de ruptura de engenharia ( $\sigma_r$ ) pode ser obtido por meio da Eq. (2.12).

$$\sigma_r = K \cdot \left( \frac{n}{e_1} \right)^n \quad (2.12)$$

onde  $e_1$  é o número de Euler = 2,7182.

O limite de escoamento do material ( $\sigma_e$ ) é obtido através da Eq. (2.13).

$$\sigma_e = \beta_m \cdot A_3 \quad (2.13)$$

sendo  $\beta_m$  uma constante que depende do tipo de material (HAGGAG et al., 1989) e  $A_3$  é um parâmetro de teste do material, que depende da carga normal de indentação e do diâmetro de impressão.

Por meio do ensaio de macroindentação utilizando-se penetrador esférico, pode-se determinar também a dureza Brinell ( $HB$ ) do material. A dureza é determinada através da força máxima ( $F_{\max}$ ), o diâmetro final ( $d_f$ ) e o diâmetro da esfera ( $D$ ) utilizando a Eq. (2.14), proveniente do ensaio de dureza Brinell padronizado (ASTM E 10-84).

$$HB = \frac{2 \cdot F_{\max}}{(\pi \cdot D \cdot (D - (D^2 - d_f^2)^{0,5}))} \quad (2.14)$$

onde  $F_{\max}$  é a força máxima em kgf,  $D$  é o diâmetro da esfera em mm e  $d_f$  é o diâmetro final da impressão em mm.

#### 2.4.2. Método Oliver Pharr

O método de cálculo formulado por Oliver e Pharr (1992) consiste na aplicação de uma carga progressiva sobre o material através de um penetrador de geometria conhecida de maneira a se obter os dados de um ciclo completo de carregamento e descarregamento. A determinação do módulo de elasticidade do material é baseada na teoria do contato elástico de Hertz. A Figura 2.12 mostra uma representação esquemática de uma curva carga em função do deslocamento em um experimento de indentação instrumentada.

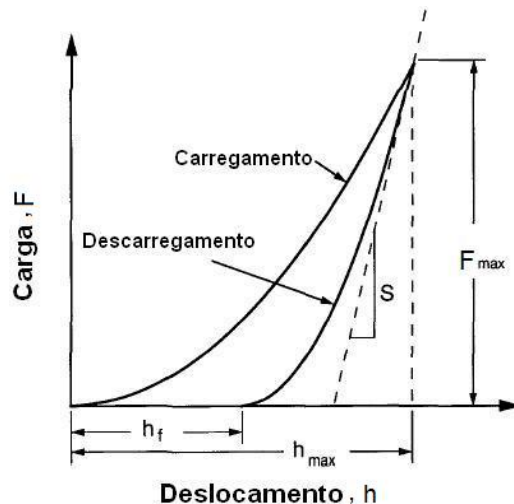


Figura 2.12 – Representação esquemática de uma curva carga versus deslocamento (OLIVER; PHARR, 1992).

Durante a aplicação de carga o penetrador também sofre deformações no contato com o material de teste e esse efeito é considerado no comportamento da curva carga *versus* deslocamento através do módulo reduzido,  $E_r$ , Eq. (2.15).

$$\frac{1}{E_r} = \frac{(1-\nu^2)}{E} + \frac{(1-\nu_i^2)}{E_i} \quad (2.15)$$

onde  $E_r$  é o módulo reduzido (GPa),  $E$  é o módulo de elasticidade da amostra a ser determinado (GPa),  $E_i$  é o módulo de elasticidade do penetrador (GPa),  $\nu$  é o coeficiente de Poisson da amostra e  $\nu_i$  é o coeficiente de Poisson do penetrador.

Segundo Oliver e Pharr (1992), o módulo reduzido está relacionado com a rigidez ( $S$ ) medida experimentalmente através do ponto de força máxima da curva de descarregamento. No ponto de força máxima, o trecho inicial da curva de descarregamento se comporta de maneira linear (Fig. 2.12) logo, a rigidez ( $S$ ) é definida como sendo a inclinação do trecho linear da curva de descarregamento e relacionada com o módulo reduzido através da Eq. (2.16):

$$S = \frac{dF}{dh} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} E_r \sqrt{A} \quad (2.16)$$

onde  $S$  é a rigidez medida experimentalmente através dos dados da curva de descarregamento no ponto de carga máxima,  $E_r$  é o módulo reduzido (GPa) e  $A$  é a área de indentação projetada no contato elástico.

A Figura 2.13 mostra a seção transversal de uma indentação e os parâmetros utilizados na análise.

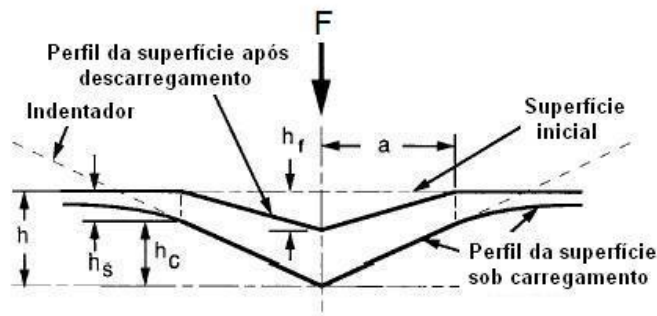


Figura 2.13 - Representação esquemática de uma seção transversal de teste de uma indentação instrumentada mostrando durante e após a aplicação de carga (OLIVER; PHARR, 1992).

Para qualquer instante de tempo, o deslocamento total do penetrador ( $h$ ) será dado pela Eq. (2.17), (OLIVER; PHARR, 1992):

$$h = h_c + h_s \quad (2.17)$$

onde  $h_c$  é a profundidade de contato e  $h_s$  é o deslocamento da superfície no perímetro de contato.



Na carga de pico, a carga e deslocamento são  $F_{\max}$  e  $h_{\max}$ , respectivamente e o raio de contato da impressão é  $a$ . No descarregamento tem-se uma recuperação elástica do material e uma impressão residual  $h_f$  é deixada no material.

A área de contato do penetrador com a amostra na carga máxima é determinada pela geometria do penetrador e da profundidade de contato,  $h_c$ . A área projetada de contato na carga máxima ( $A$ ) é relacionada através da Eq. (2.18):

$$A = F(h_c) \quad (2.18)$$

A área  $A$  é função da profundidade de contato entre o penetrador e a amostra, que se obtêm experimentalmente antes da análise.

A profundidade de contato é determinada através da Eq. (2.19):

$$h_c = h_{\max} - h_s \quad (2.19)$$

O deslocamento da superfície no perímetro de contato,  $h_s$ , depende da geometria do penetrador e relacionado com a rigidez ( $S$ ) e a carga máxima ( $F_{\max}$ ) através da Eq. (2.20):

$$h_s = \varepsilon_1 \frac{F_{\max}}{S} \quad (2.20)$$

onde  $\varepsilon_1$  é uma constante geométrica que depende da forma do penetrador (OLIVER; PHARR, 1992).

### 2.4.3. Energias de deformação no ensaio de indentação

Através da técnica de indentação instrumentada é possível também determinar as energias de deformação presentes durante a indentação. Dependendo do tipo de carregamento, diferentes dados podem ser deduzidos de um teste de indentação instrumentada. Se o teste consistir de somente um carregamento, a curva força *versus* profundidade nos fornecerá a energia total. Agora, se o teste consistir de um ciclo completo de carregamento e descarregamento, pode-se então deduzir as três energias. Por meio dos vários ciclos de carregamento e descarregamento obtidos na indentação instrumentada é possível estimar a energia de deformação plástica ( $E_p$ ), energia de deformação elástica ( $E_e$ ) e energia de deformação total ( $E_t$ ), (COLLIN et al., 2008). A Figura 2.14 apresenta as energias envolvidas no processo de indentação.

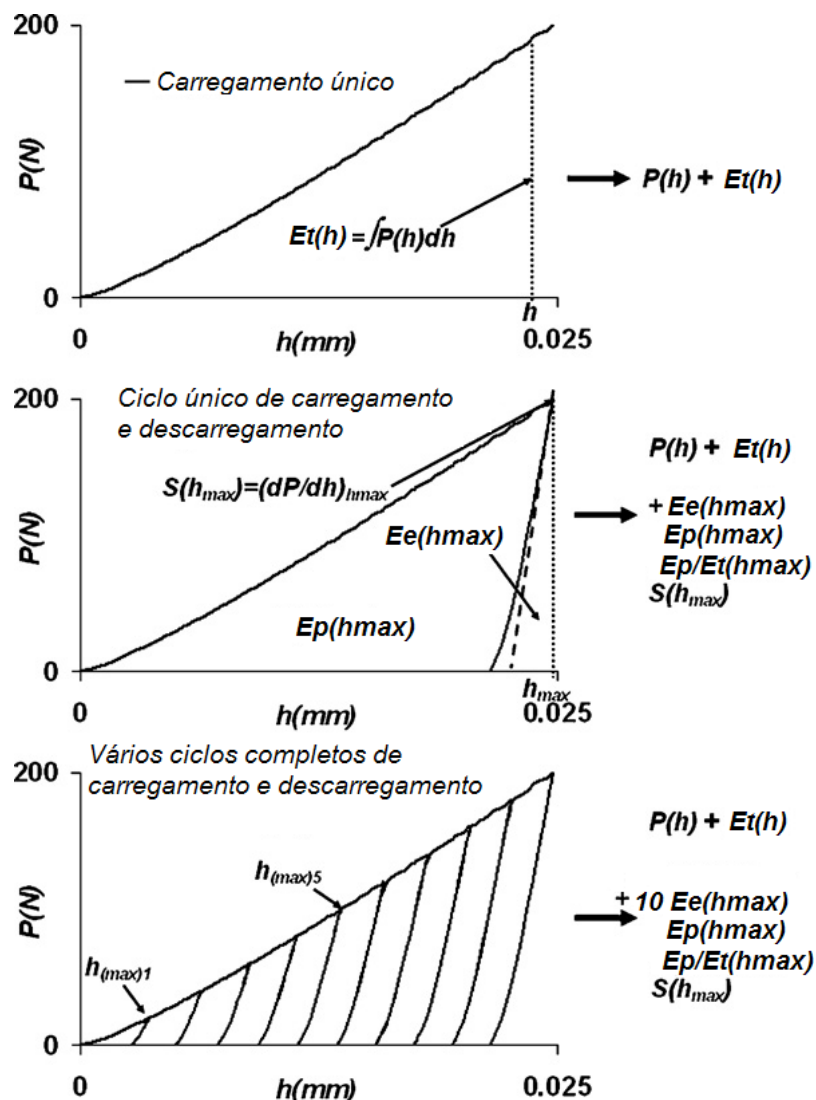


Figura 2.14 – Ciclos de carregamento e descarregamento (COLLIN et al., 2008).

Entre as três energias de deformação, somente a energia total e elástica são obtidas de maneira direta. A energia plástica é determinada através da seguinte relação, Eq. (2.21):

$$E_p = E_t - E_e \quad (2.21)$$

No entanto, apenas uma relação de energia é suficiente para determinar as outras duas energias. As energias estão correlacionadas da seguinte forma, Eq. (2.22):

$$\frac{E_p}{E_t} = 1 - \frac{E_e}{E_t} = \left( 1 + \frac{E_e}{E_p} \right)^{-1} \quad (2.22)$$

## 2.5. Comportamento do aço ABNT 8550 mediante erosão/cavitação

O grande volume e a agressividade dos fluidos transportados no bombeio multifásico da indústria petrolífera (petróleo, gás, água e sólidos ocorrentes) são alguns dos principais

causadores do desgaste e, conseqüentemente, a perda na eficiência hidrodinâmica em bombas multifásicas (Fig. 2.15).

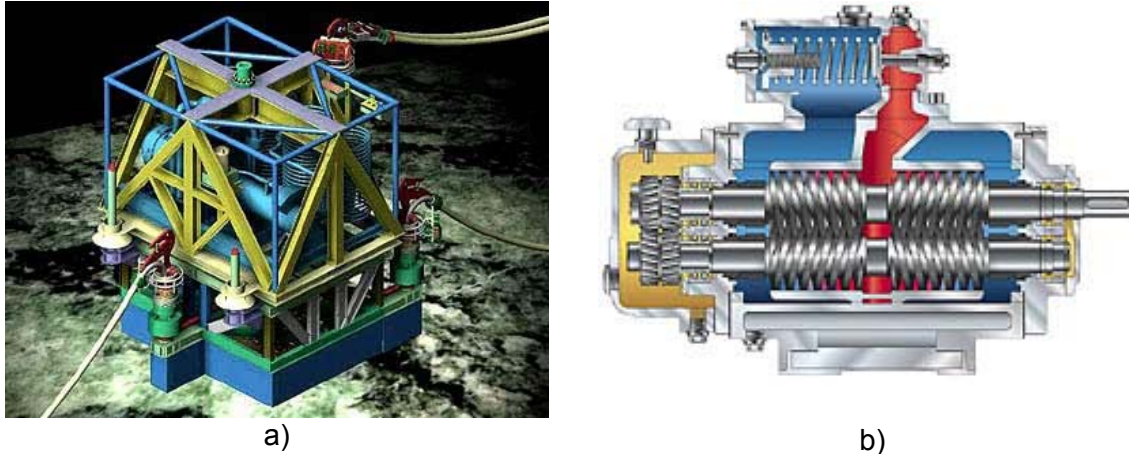


Figura 2.15– Sistema de Bombeamento Multifásico Submarino – SBMS-500: a) esquemático do sistema e b) bomba multifásica do tipo duplo parafuso (OLIVEIRA, 2003).

O aço ABNT 8550 (DIN 34 CrAlNi 7) tem uma larga aplicação na construção de rotores de bombas multifásicas para extração de petróleo em águas profundas (Fig. 2.16). Este aço pertence à classe dos “Nitalloy”, que é um grupo de metais especificamente designado para o processo de endurecimento superficial por nitretação.



Figura 2.16 - Rotor de bomba multifásica de duplo parafuso – Leistriz (OLSON, 2007).

Silva (2008) estudou a erosão, erosão-corrosão e cavitação do aço ABNT 8550 nitretado a plasma. Ele também avaliou duas diferentes microestruturas do substrato do material, sendo uma ferrítica-perlítica e outra martensítica, pois a microestrutura do substrato pode desempenhar um papel importante nas propriedades tribológicas. Este autor realizou ensaios de desgaste erosivo em amostras do aço ABNT 8550 recozido e beneficiado (têmpera/revenimento) não nitretada. Estes resultados mostraram que a taxa de erosão média é levemente maior para o material recozido, quando o ângulo de incidência da

partícula foi de 30°, fato atribuído à menor resistência mecânica da microestrutura ferrítica-perlítica. Nesta condição de teste, a partícula erosiva atua riscando a superfície do material.

Nos ensaios de cavitação, Silva (2008) verificou que nas amostras do aço ABNT 8550 sem nitretação, o material beneficiado apresentou um melhor desempenho quando comparado com o material recozido. Este comportamento foi atribuído à maior resistência mecânica da estrutura martensítica em relação à microestrutura ferrítica-perlítica. Já para os testes realizados em amostras nitretadas e com camada branca, a microestrutura ferrítica-perlítica apresentou um melhor desempenho quanto à cavitação. O melhor desempenho das amostras recozidas com camada branca pode estar associado à maior capacidade da microestrutura ferrítica-perlítica de reter trincas de maiores dimensões. Silva (2008) verificou ainda, um melhor desempenho quanto à cavitação da microestrutura ferrítica-perlítica nitretada em relação ao do aço com substrato martensítico. Segundo Marques et al. (2001), o efeito da cavitação é semelhante a um processo de fadiga, sendo desta forma, a resistência ao dano cavitacional determinado predominantemente pelo coeficiente de resistência à fadiga.

Como observado através dos testes de erosão e cavitação, a microestrutura do aço ABNT 8550 pode apresentar um melhor desempenho em uma condição de desgaste e em outra se comportar de maneira contrária (SILVA, 2008). Cabe aqui, então, um melhor entendimento do comportamento tribológico do aço ABNT 8550 mediante ao desgaste.



# CAPÍTULO III

## 3. Procedimento Experimental

Nesse trabalho, a caracterização tribológica do aço ABNT 8550 foi investigada através de ensaios de microesclerometria retilínea. As propriedades mecânicas foram analisadas através de microindentação e macroindentação instrumentada. Amostras do aço ABNT 8550 com dois diferentes tratamentos térmicos foram avaliadas. A seguir apresentam-se os procedimentos experimentais adotados.

### 3.1. Preparação das amostras

O material empregado neste trabalho foi o aço ABNT 8550 (34 CrAlNi 7) da classe “Nitalloy”. Este é um grupo de metais especificamente designados para o processo de endurecimento por nitretação. A composição química nominal do material estudado é apresentada na Tab. 3.1.

A presença de elementos formadores de nitretos, tais como alumínio, cromo, vanádio, molibdênio e tungstênio determinam a seleção desse aço para processos que envolvem nitretação (SILVA, 2008).

Tabela 3.1 – Composição do material utilizado (% em peso) (SILVA, 2008).

C	S	P	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Al
0,300 a	<	<	0,400	<	1,500	0,850	0,150	0,800
0,370	0,035	0,025	a 0,700	0,400	a 1,800	a 1,150	a 0,250	a 1,200

Neste estudo, foi utilizado o aço ABNT 8550 com dois tratamentos térmicos diferentes, sendo o primeiro recozimento (microestrutura ferrítica-perlítica) e o segundo têmpera/revenimento (microestrutura martensítica).

Barras cilíndricas de 30 mm de diâmetro e 300 mm de comprimento do aço ABNT 8550 foram tratadas termicamente em um forno mufla com controle digital, da marca Brasimet, em atmosfera controlada com argônio.

Um lote recebeu tratamento de têmpera, e está foi realizada mediante austenitização a 890 °C por 1 hora, seguida de resfriamento em óleo. A seguir, os corpos de prova foram revenidas em uma temperatura de 640 °C por 1 hora. O outro lote foi apenas recozido, e o recozimento foi realizado a 890 °C por 1 hora e o resfriamento deu-se dentro do forno

durante 12 horas, até a temperatura de 530 °C. Após tratamento térmico das barras, foram retiradas amostras no formato cilíndrico com 30 mm de diâmetro e 18 mm de espessura.

A Figura 3.1 apresenta as microestruturas resultantes dos diferentes tratamentos térmicos. Estas amostras foram também utilizadas por Silva (2008), como já mencionado, na avaliação da resistência ao desgaste erosivo desses materiais.

Nas amostras que sofreram tratamento térmico de têmpera e revenimento, a microestrutura é composta de martensita revenida (Fig. 3.1a e 3.1b). Para as amostras que passaram pelo tratamento térmico de recozimento, a microestrutura apresentada é ferrítica-perlítica (Fig. 3.1c e 3.1d).

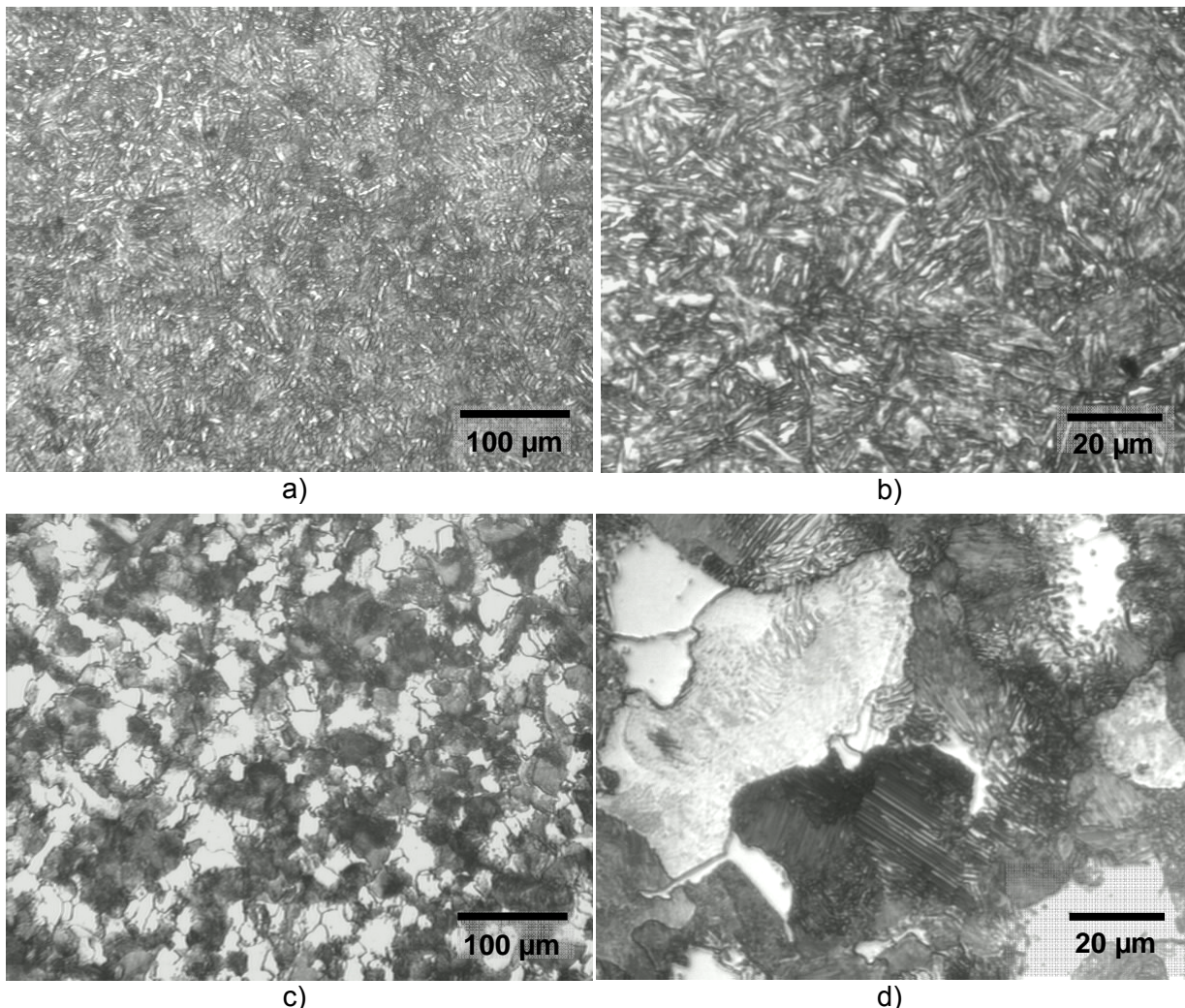


Figura 3.1 – Fotomicrografias do aço ABNT 8550, a) e b) beneficiado, c) e d) recozido; ataque, Nital 2%.

Para realização dos ensaios de microesclerometria e microindentação do aço ABNT 8550 no estado recozido e beneficiado, as amostras seguiram o mesmo procedimento para a obtenção da superfície de teste. Os corpos de prova para os testes de microesclerometria,

no formato cilíndrico de 30 mm de diâmetro e 18 mm de espessura (Fig. 3.2a) e no formato cilíndrico de 30 mm de diâmetro e 8 mm de espessura para os testes de microindentação (Fig. 3.2b), foram retificados nas duas faces para obter um paralelismo entre faces. Na sequência, a face de teste da amostra foi lixada com lixa abrasiva de SiC, iniciando com lixa de 220 *mesh* e em seguida 320, 400, 600, 1000 e 1200 *mesh*. Após o lixamento, as amostras foram limpas em álcool em ultra-som por um período de 10 minutos. Após a limpeza das amostras em ultra-som, as mesmas foram polidas utilizando pasta de diamante com granulometria média de 6 e 3  $\mu\text{m}$ .

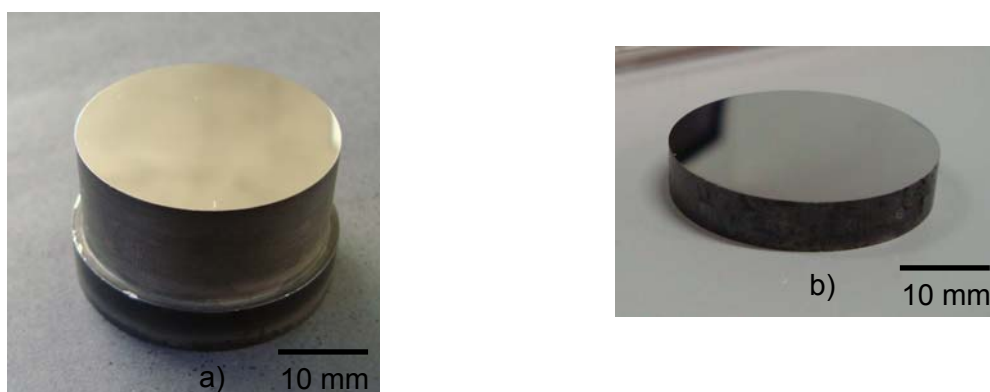


Figura 3.2 – Amostras utilizadas para os ensaios: a) amostra utilizada nos ensaios de microesclerometria retilínea, b) amostra para os ensaios de microindentação instrumentada.

Nos testes de macroindentação instrumentada as amostras do aço ABNT 8550 no estado recozido e beneficiado foram somente retificadas nas duas faces para obter um paralelismo entre faces. Segundo Callegari et al. (2005), para ensaios de macroindentação instrumentada utilizando carga normal de 2000 N e penetrador esférico de 1,5 mm de diâmetro, o acabamento superficial obtido com a retificação da superfície da amostra não apresenta influência nos resultados das propriedades mecânicas medidas. As dimensões das amostras de teste utilizadas nos ensaios de macroindentação instrumentada foram de 30 mm de diâmetro e 10 mm de espessura, Fig. 3.3.

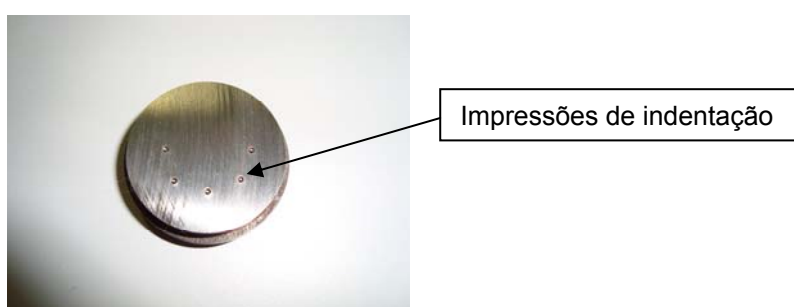


Figura 3.3 – Amostra utilizada nos ensaios de macroindentação instrumentada.



### 3.2. Ensaios de microesclerometria retilínea

A seguir, apresentam-se o equipamento utilizado nos ensaios de esclerometria retilínea e os parâmetros de teste para os ensaios esclerométricos.

#### 3.2.1. Descrição do equipamento de microesclerometria

Os testes de microesclerometria retilínea foram realizados utilizando um equipamento *CSM Micro-Combi Tester* (Fig. 3.4). A plataforma de teste é mostrada na Fig. 3.5. Este equipamento é composto pelos modos de microesclerometria, microindentação e análise de topografia superficial por meio de luz branca (*Conscan*), e acoplado ao equipamento tem-se também um conjunto lentes objetivas, Fig. 3.6.



Figura 3.4 – Vista geral do equipamento de microesclerometria e microindentação *CSM Micro-Combi Tester*.



Figura 3.5 – Detalhe da plataforma de teste do equipamento *CSM Micro-Combi Tester*.

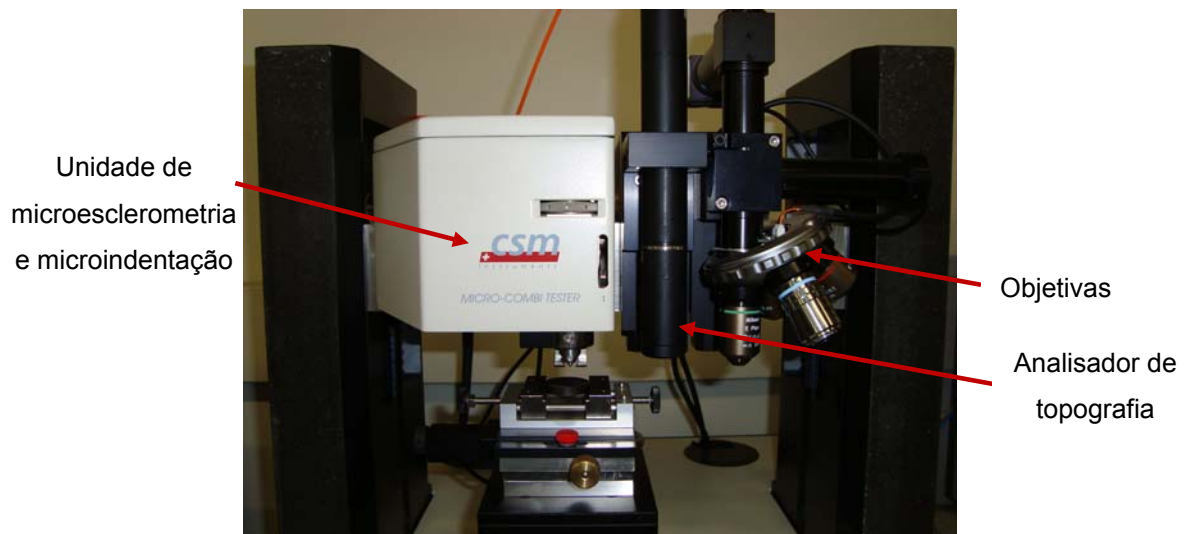


Figura 3.6 – Detalhe dos modos de microesclerometria, microindentação, analisador de topografia e conjunto de lentes objetivas.

A plataforma de teste (Fig. 3.5) é montada em uma mesa apoiada sobre um colchão de ar. O funcionamento do equipamento *CSM* é totalmente automatizado por meio de um microcomputador. Este equipamento, quando operado no modo esclerométrico, é composto por: célula de carga tangencial, célula de carga normal, sensor de profundidade, sensor piezelétrico de emissão acústica, mesas de movimentação X, Y e Z, porta amostra e porta penetrador. No modo esclerométrico, tem-se em tempo real a leitura da força normal, força

de atrito, coeficiente de atrito aparente, sinal de emissão acústica e profundidade de riscamento. O princípio básico de funcionamento do equipamento é apresentado na Fig. 3.7.

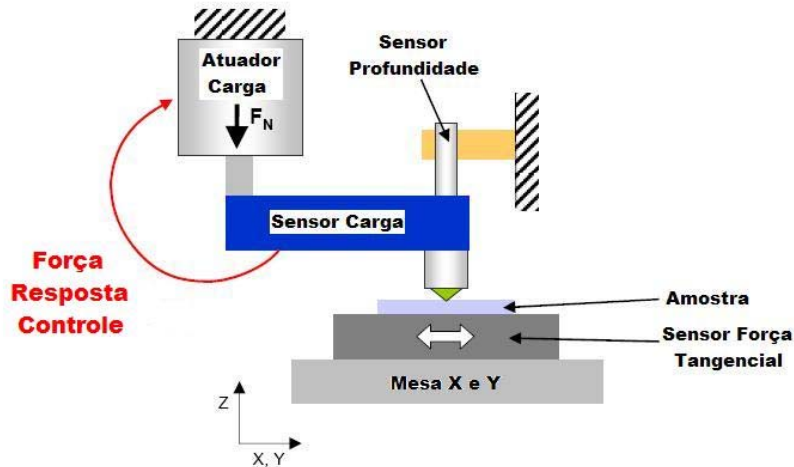


Figura 3.7 – Princípio de funcionamento do equipamento CSM no modo de esclerometria.

A carga normal é aplicada sobre o penetrador por meio de um atuador linear e monitorada através da célula de carga. Um sensor indutivo acoplado ao porta penetrador faz o monitoramento da profundidade de penetração. Acoplado ao porta penetrador tem-se também um sensor piezelétrico para monitoramento da emissão acústica. A amostra de teste é fixada em um porta amostra, e o mesmo é fixado sobre uma célula de carga tangencial que faz o monitoramento da força tangencial durante o ensaio. O movimento da amostra se dá ao longo do eixo X, através de uma mesa de deslocamento em X. As Figuras 3.8a e 3.8b apresentam em detalhe os componentes descritos acima.

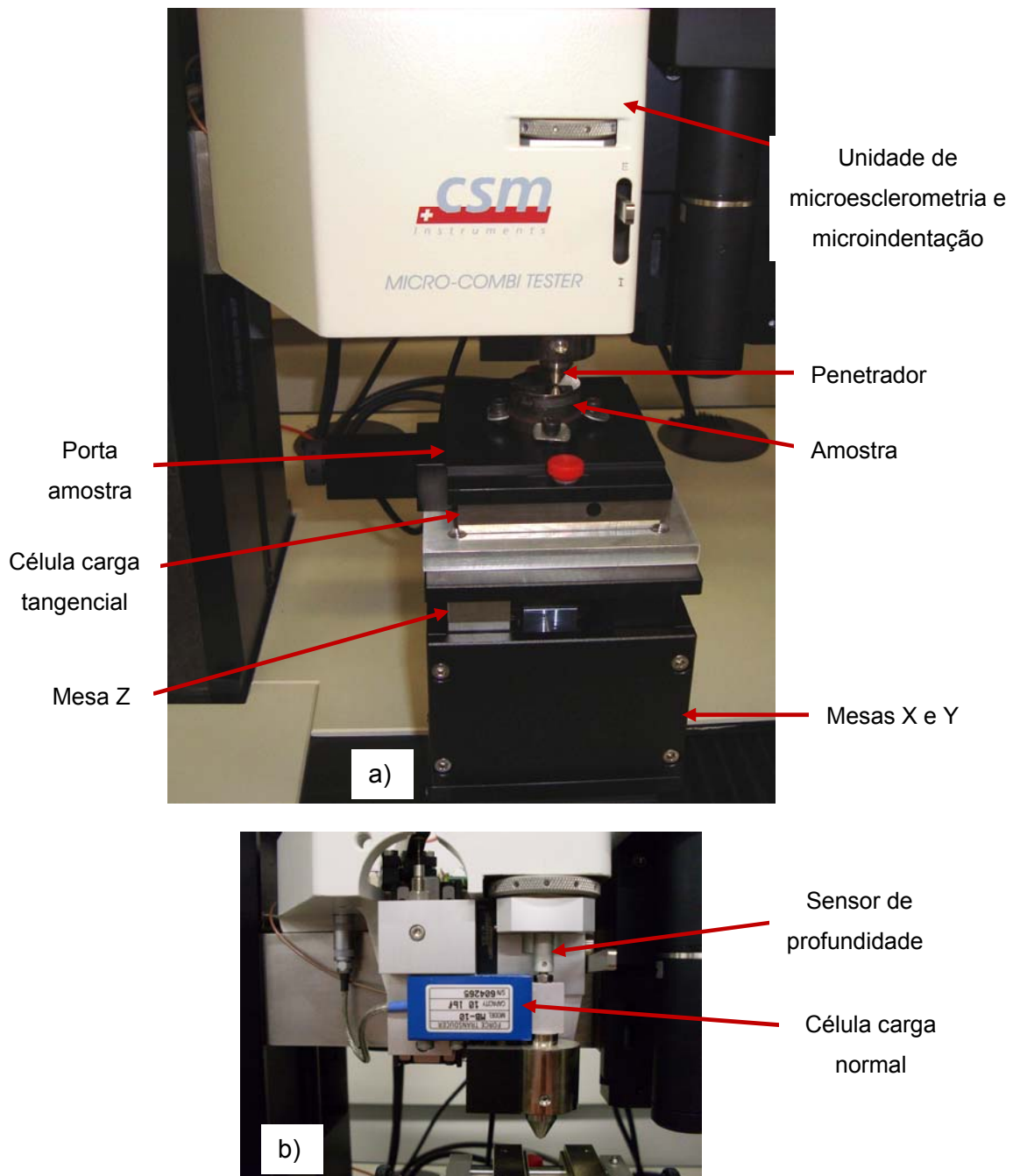


Figura 3.8 – a) Detalhe do equipamento no modo de microesclerometria, b) detalhes do modo de microesclerometria.

Este equipamento possui também um sistema de medição de topografia superficial para correção da medida de profundidade de riscamento. Este sistema funciona da seguinte maneira: faz-se uma varredura inicial da superfície a ser riscada com o próprio penetrador (*Pre-Scan*), utilizando uma carga constante bem reduzida, gerando assim o perfil topográfico da superfície. Este perfil topográfico passa agora a ser o nível referencial da superfície da amostra. Se a superfície da amostra apresentar uma inclinação ao longo da direção de

riscamento, com este procedimento faz uma correção desta inclinação, obtendo a profundidade de riscamento correta ao longo de todo o comprimento do risco.

Após o ensaio de microesclerometria, é possível fazer novamente uma varredura do risco (*Post-Scan*), utilizando o mesmo procedimento descrito acima. Com esta segunda varredura do risco, é possível determinar a recuperação elástica do material riscado. A diferença entre a profundidade de riscamento com a carga de teste e a profundidade após a segunda varredura do risco informa o quanto o material recuperou elasticamente. Estes procedimentos são esquematizados na Fig. 3.9.

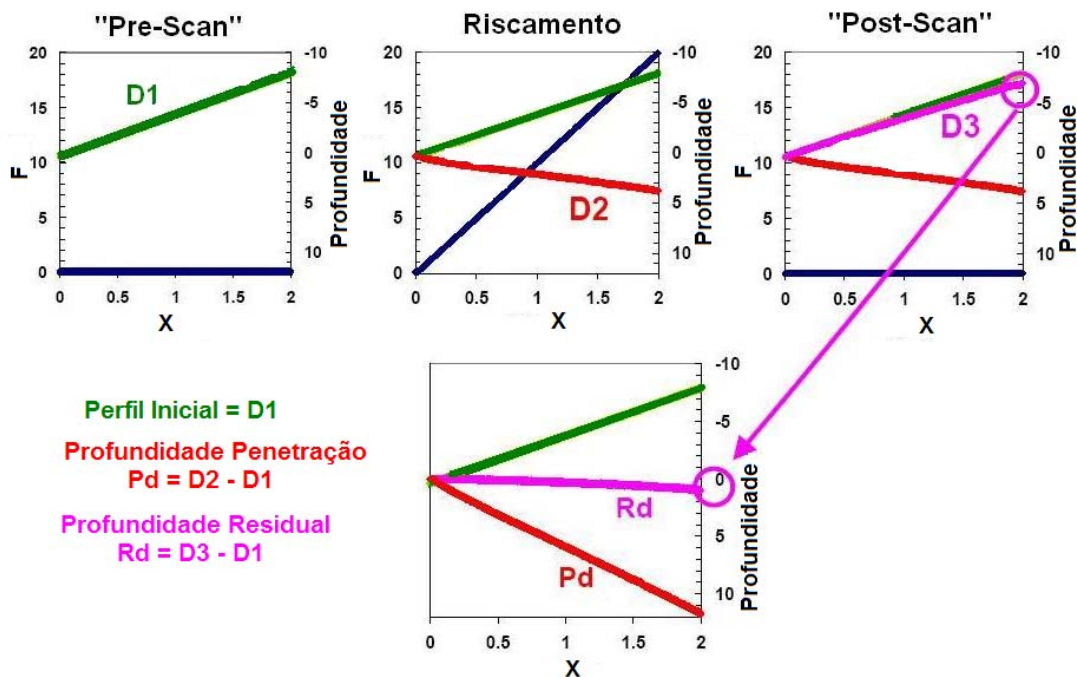


Figura 3.9 – Procedimentos de “Pré-Scan” e “Post-Scan”.

O equipamento CSM permite trabalhar com uma faixa de carga normal de riscamento entre 0,05 a 30 N, com resolução de 0,3 mN. A máxima força tangencial que se consegue medir através da célula de carga tangencial é de 30 N, com uma resolução de 0,3 mN. A profundidade máxima de riscamento que o equipamento CSM consegue trabalhar é de 1000  $\mu\text{m}$ , com uma resolução de 0,3 nm. Ele também permite trabalhar com uma larga faixa de velocidade de riscamento, sendo de 0,4 a 600 mm/mim (6,66 a 10000  $\mu\text{m/s}$ ). O deslocamento máximo das mesas X e Y são de 120 mm cada.

### 3.2.2. Ensaios com diferentes velocidades de riscamento

Primeiramente, para verificar o efeito da velocidade de riscamento nas propriedades tribológicas do material, foram realizados testes de microesclerometria retilínea com aplicação de carga normal constante em uma amostra de aço ABNT 8550 no estado beneficiado.

Nestes testes, utilizou-se um penetrador esférico-cônico de ponta diamantada (Rockwell C) com raio de ponta de 100  $\mu\text{m}$ . Foram selecionados três diferentes níveis de velocidade de riscamento para o propósito do estudo, sendo 10, 100 e 1000  $\mu\text{m/s}$ . As cargas normais de riscamento utilizadas nos ensaios foram 1, 2, 5 e 10 N, sendo elas aplicadas de modo constante. O comprimento total de riscamento foi de 1 mm. Para as cargas de 1 e 2 N, o espaçamento entre riscos na matriz de teste foi de 180  $\mu\text{m}$ . Já para as cargas mais elevadas de 5 e 10 N, o espaçamento entre riscos foi de 300  $\mu\text{m}$ . A carga de varredura para medição da topografia superficial (*Pre-Scan* e *Post-Scan*) foi de 0,2 N.

Para cada nível de velocidade de riscamento e carga normal foram realizados três ensaios de microesclerometria. Por meio destes ensaios de microesclerometria foram obtidos através do programa de ensaio, força normal, força de atrito, coeficiente de atrito, profundidade de riscamento, profundidade residual e sinal de emissão acústica.

### 3.2.3. Ensaios com velocidade de riscamento fixa

Após a realização dos testes de microesclerometria com diferentes velocidades de riscamento para uma avaliação do efeito da velocidade nas propriedades tribológicas do material, iniciou-se uma nova etapa de testes nas amostras de aço ABNT 8550 no estado recozido e beneficiado com uma velocidade de riscamento fixa de 100  $\mu\text{m/s}$  para todos os ensaios, com objetivo de obter propriedades tribológicas deste material.

Na realização destes ensaios foram utilizados penetradores esférico-cônicos de ponta diamantada (Rockwell C) com quatro diferentes raios de ponta, com o propósito de estudar o efeito do raio de ponta do penetrador nas propriedades tribológicas do material. Os raios de ponta selecionados dos penetradores foram: 50, 100, 200 e 500  $\mu\text{m}$ .

Em todos os ensaios de riscamento, a carga foi mantida constante. A carga selecionada foi aplicada com a mesa parada, e após atingir esse valor, a mesma foi colocada em movimento. Os valores das cargas normais de riscamento foram de 1, 2, 5, 10 N. O comprimento de riscamento foi de 2 mm. Para cada nível de carga normal de riscamento e raio de ponta de penetrador foram realizados três ensaios de microesclerometria retilínea em cada amostra.

Os espaçamentos entre riscos na matriz de teste para todos os penetradores na amostra beneficiada foram os seguintes:

- Cargas de 1 e 2 N, espaçamento de 180  $\mu\text{m}$  entre riscos;
- Carga de 5 e 10 N, espaçamento entre riscos de 300  $\mu\text{m}$ ;

Devido à menor dureza e maior zona de deformação plástica entorno da região do risco gerado para a amostra recozida, foram adotadas distâncias entre riscos maiores na

matriz de teste para amostra recozida. Os espaçamentos adotados na matriz de teste para todos os penetradores foram os seguintes:

- Carga de 1N, espaçamento entre riscos de 200  $\mu\text{m}$ ;
- Carga de 2 N, espaçamento de 300  $\mu\text{m}$  entre riscos;
- Carga de 5 N, espaçamento entre riscos de 450  $\mu\text{m}$ .
- Carga de 10 N, espaçamento entre riscos de 600  $\mu\text{m}$ .

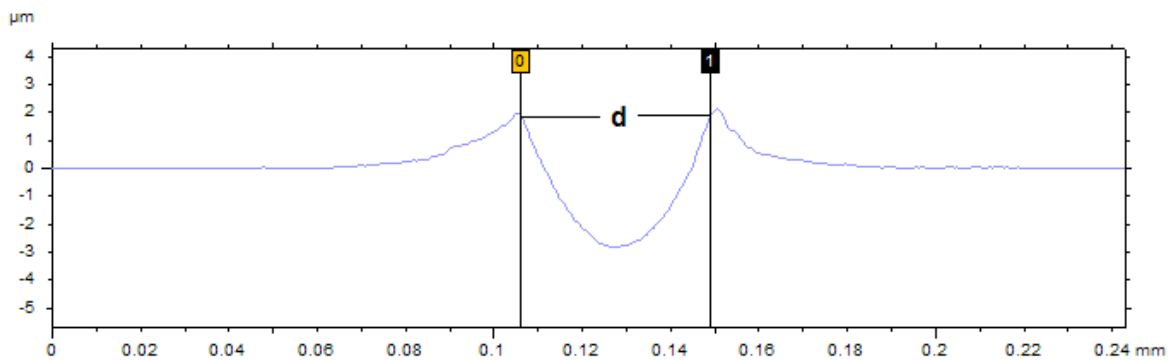
A carga de varredura de *Pre-Scan* e *Post-Scan* na superfície da amostra foi de 0,2 N, tanto para as amostras recozidas como para as beneficiadas.

Através destes ensaios de microesclerometria foram obtidos através do programa de ensaio, força normal, força de atrito, coeficiente de atrito, profundidade de riscamento e profundidade residual.

Após a realização de todos os ensaios de microesclerometria, foram medidas através de microscopia ótica 10 larguras de riscos para cada risco tomadas aleatoriamente. As larguras dos riscos foram medidas também por meio de análise topográfica, utilizando-se de um equipamento de análise de topografia superficial da marca Talysurf, modelo CLI 2000. Este equipamento de análise de topografia é apoiado sobre uma mesa inercial e consegue medir uma variação de altura máxima pico-vale de 2,5 mm, com resolução de 40 nm.

O procedimento adotado na medição da largura do risco via análise topográfica por contato foi a seguinte:

- Fez-se uma varredura no sentido transversal do risco ao longo de todo o risco, com espaçamento entre cada perfil de 10  $\mu\text{m}$ ;
- Calculo-se via software “Montains Map<sup>®</sup>”, um perfil transversal médio de todos os perfis transversais ao longo do risco. Para este cálculo, foi desconsiderado um comprimento inicial do risco devido à região de transição. Nos penetradores de raio de ponta de 50 e 100  $\mu\text{m}$ , foi desconsiderado um comprimento inicial de 100  $\mu\text{m}$ . Para o penetrador de 200  $\mu\text{m}$  de raio de ponta, o comprimento inicial desconsiderado foi de 150  $\mu\text{m}$  e um comprimento inicial de 200  $\mu\text{m}$  para o penetrador de raio de ponta de 500  $\mu\text{m}$ ;
- A medição da largura do risco pelo perfil transversal do risco gerado pela análise topográfica é apresentada na Fig. 3.10;



Distância horizontal: 0,0427 mm  
Variação de altura: 0,00853 μm

Figura 3.10 – Posição de medição da largura do risco através da análise topográfica.

A formulação utilizada para o cálculo da dureza ao risco do material é de acordo com a Eq. (2.3):

$$Hs = \frac{8F_N}{\pi d^2} \quad (2.3)$$

onde  $Hs$  é a dureza ao risco do material (MPa),  $F_N$  é a carga normal de riscamento (N) e  $d$  é a largura do risco (mm);

Para os ensaios de microesclerometria retilínea, foram calculados os valores da energia específica de riscamento para o material beneficiado e recozido. A determinação da energia específica de riscamento foi realizada através da Eq. (2.4), descrita anteriormente:

$$e = \frac{F_t * dl}{\Delta V} = \frac{F_t * dl}{A_t * dl} = \frac{F_t}{A_t} \quad [\text{J/mm}^3] \quad (2.4)$$

onde  $F_t$  é a força tangencial,  $\Delta V$  é a perda de massa,  $dl$  é a unidade de deslocamento e  $A_t$  é a área de riscamento projetada na direção tangencial.

Um estudo dos mecanismos de desgaste presentes nos ensaios de microesclerometria retilínea foi realizado por meio do fator  $f_{ab}$ . Com a determinação deste parâmetro tribológico é possível diferenciar os mecanismos de desgaste presentes no ensaio. Este parâmetro foi calculado através da análise do perfil transversal do risco obtido por meio da análise topográfica. O fator  $f_{ab}$  (Figura 3.11) é determinado pela razão entre o volume de material removido por desgaste e o volume do risco gerado (ZUM GAHR, 1987), expresso através da Eq. (2.5):

$$f_{ab} = \frac{A_v - (A_1 + A_2)}{A_v} \quad (2.5)$$

onde:



- $A_V$  : área transversal do risco gerado pelo desgaste;
- $(A_1 + A_2)$ : soma das áreas do material deslocado para as laterais devido à deformação plástica.

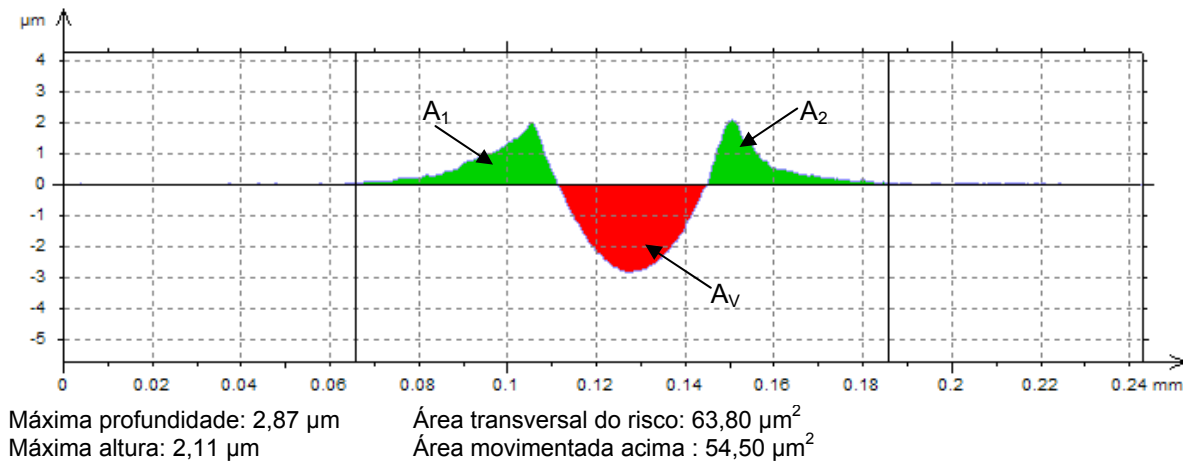


Figura 3.11 – Representação esquemática do cálculo do fator  $f_{ab}$ .

Foi considerado como sulco quando uma pequena parcela de material foi removida por desgaste ( $f_{ab} < 0,30$ ) e risco quando houve uma grande quantidade de remoção de material por desgaste ( $f_{ab} > 0,30$ ).

Para uma completa caracterização dos mecanismos de desgaste presentes nos testes de microesclerometria retilínea, foram realizados também imagens dos riscos através de microscopia eletrônica de varredura. O equipamento utilizado na realização da microscopia foi um microscópio eletrônico de varredura da marca Zeiss, modelo FEG SUPRA 40.

### 3.3. Ensaios de microindentação instrumentada

Os testes de microindentação instrumentada foram realizados utilizando o mesmo equipamento *CSM Micro-Combi Tester* descrito anteriormente, agora operando no modo de indentação.

O equipamento quando operado no modo de microindentação é composto por: célula de carga normal, sensor de profundidade, sensor de contato inicial (garfo), porta amostra, porta penetrador e mesas de movimentação X, Y e Z. Neste modo de operação, tem-se em tempo real a leitura da carga e profundidade de indentação. O princípio básico de funcionamento do equipamento é descrito na Fig. 3.12.

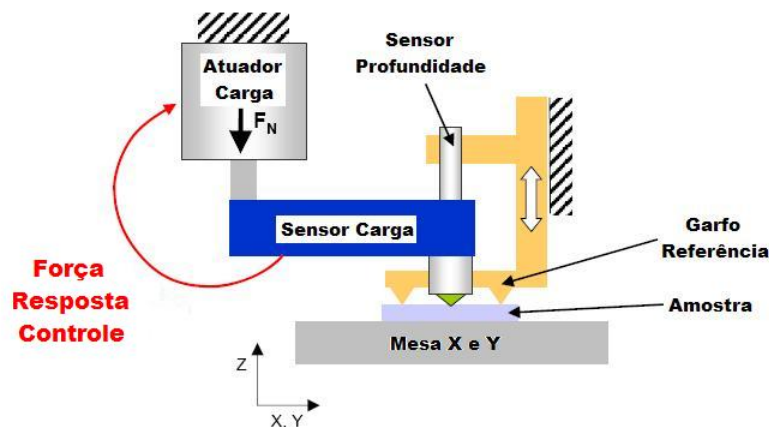


Figura 3.12 – Princípio de funcionamento do equipamento CSM no modo de microindentação.

A diferença deste modo de operação para o modo de esclerometria, descrito anteriormente, é a presença de um garfo de referência e a célula de carga tangencial neste caso é desabilitada. O garfo de referência é responsável pelo contato inicial com a superfície da amostra, antes que a ponta do penetrador toque a superfície. A Figura 3.13 apresenta o equipamento CSM operando no modo de microindentação.

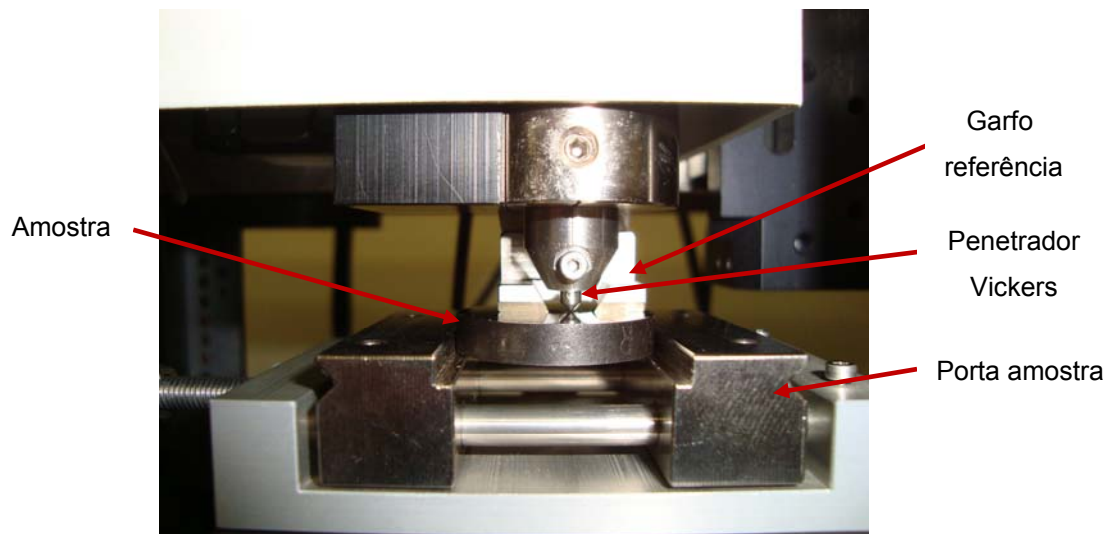


Figura 3.13 – Detalhe do equipamento de microindentação.

O equipamento CSM operando no modo de microindentação permite trabalhar com uma carga normal de indentação máxima de 10 N e com uma resolução de 0,1 mN. A máxima profundidade que o sensor de profundidade consegue medir é de 200  $\mu\text{m}$ , com resolução de 0,3 nm. A taxa de carregamento máxima é de 300 N/min. As mesas de movimentação X e Y permitem deslocar 120 mm cada, para posicionamento da amostra.

O programa utilizado para a realização dos testes permite que o usuário utilize várias configurações de ensaios, podendo-se escolher o tipo de carregamento, a quantidade de

ciclos de ensaio, o tempo de pausa do penetrador quando a carga máxima é atingida, dentre outras.

Os ensaios de microindentação instrumentada foram realizados nas amostras de aço ABNT 8550 no estado beneficiado e no recozido com a finalidade de obter algumas propriedades mecânicas, como o módulo de elasticidade e dureza Vickers, e as energias de deformação.

Os parâmetros de testes para os ensaios de microindentação foram: carga normal máxima de 1 N, com um único ciclo de carregamento e descarregamento, penetrador do tipo Vickers, taxa de carregamento e descarregamento da carga de 1000 mN/min. Para cada amostra, foram realizados cinco ensaios.

As propriedades mecânicas medidas através deste ensaio foram módulo de elasticidade e dureza Vickers. Estas propriedades foram obtidas através do método proposto por Oliver e Pharr (1992).

O módulo de elasticidade é obtido através da Eq. (2.15):

$$\frac{1}{E_r} = \frac{(1-\nu^2)}{E} + \frac{(1-\nu_i^2)}{E_i} \quad (2.15)$$

onde  $E_r$  é o módulo reduzido (GPa),  $E$  é o módulo de elasticidade da amostra a ser determinado (GPa),  $E_i$  é o módulo de elasticidade do penetrador (GPa),  $\nu$  é o coeficiente de Poisson da amostra e  $\nu_i$  é o coeficiente de Poisson do penetrador.

O módulo reduzido é determinado por meio da rigidez ( $S$ ) medida experimentalmente através da curva carga *versus* profundidade de penetração (Fig. 3.14), que é definida através da Eq. (2.16):

$$S = \frac{dF}{dh} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} E_r \sqrt{A} \quad (2.16)$$

onde  $S$  é a rigidez medida experimentalmente através dos dados da curva de descarregamento no ponto de carga máxima,  $E_r$  é o módulo reduzido (GPa),  $A$  é a área de indentação projetada no contato elástico.

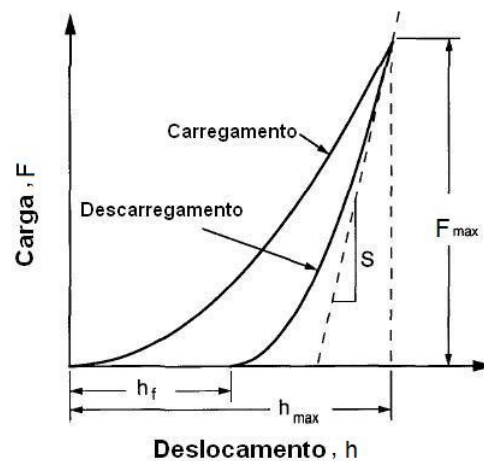


Figura 3.14 – Curva da carga em função da profundidade de indentação no ensaio de indentação instrumentada (OLIVER; PHARR, 1992).

Com a rigidez ( $S$ ) determinada através do trecho inicial da curva de descarregamento e assumindo que a área projetada é igual   área medida óticamente pelo ensaio de dureza, pode-se então determinar o módulo reduzido através da Eq. (2.16).

Determinado o valor do módulo reduzido e utilizando da Eq. (2.15), determina-se então o valor do módulo de elasticidade do material.

A dureza Vickers é determinada através da carga máxima de indentação ( $F_{\max}$  em kgf) dividida pela área de indentação projetada ( $A_p$  em mm<sup>2</sup>), Eq. (3.1):

$$HV = \frac{F_{\max}}{A_p} \quad (3.1)$$

As energias de deformação envolvidas durante o processo de microindentação (Fig. 3.15), sendo a energia de deformação plástica ( $E_p$ ), a energia de deformação elástica ( $E_e$ ) e a energia de deformação total ( $E_t$ ), têm sido determinadas a partir das curvas força em função da profundidade de penetração de um único ciclo de carregamento e descarregamento.

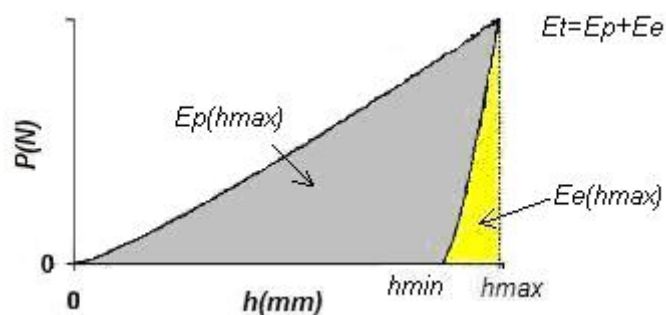


Figura 3.15 – Energias de deformação envolvidas durante o processo de microindentação.

A energia de deformação total ( $E_t$ ) é equivalente a área total abaixo da curva de carregamento na profundidade máxima, ou seja, é a energia de deformação durante o carregamento (Eq. (3.2)). Já a energia de deformação elástica ( $E_e$ ) é equivalente a área abaixo da curva de descarregamento entre as profundidades  $h_{\max}$  e  $h_{\min}$ , sendo então a própria energia de deformação durante o descarregamento (Eq. (3.3)). A determinação da energia de deformação plástica ( $E_p$ ) é realizando subtraindo a energia de deformação elástica da energia total (Eq. (2.21)).

$$E_t = E_c = \int_0^{h_{\max}} P_{\text{carregamento}}(h)dh \quad (3.2)$$

$$E_e = E_d = \int_{h_{\max}}^{h_{\min}} P_{\text{descarregamento}}(h)dh \quad (3.3)$$

$$E_p = E_t - E_e \quad (2.21)$$

onde:

- $E_c$  : energia de deformação durante o carregamento;
- $E_d$  : energia de deformação durante o descarregamento;
- $P_{\text{carregamento}}(h)$  : polinômio de ajuste sobre a curva força *versus* profundidade determinada na fase de carregamento;
- $P_{\text{descarregamento}}(h)$  : polinômio de ajuste sobre a curva força *versus* profundidade determinada na fase de descarregamento;
- $h$  : profundidade de penetração.

A determinação das energias durante o carregamento ( $E_c$ ) e descarregamento ( $E_d$ ) foi realizada através de ajuste polinomial de terceiro grau, das curvas de carregamento e descarregamento.

As energias de deformação durante o carregamento ( $E_c$ ) e descarregamento ( $E_d$ ) da carga de indentação foram obtidas através das Eq. (3.4) e (3.4).

$$E_c = \int_0^{h_{\max}} P_{\text{carregamento}}(h)dh \quad (3.4)$$

$$E_d = \int_{h_{\max}}^{h_{\min}} P_{\text{descarregamento}}(h)dh \quad (3.5)$$

### 3.4. Ensaio de macroindentação instrumentada

Os ensaios de macroindentação instrumentada foram realizados em um equipamento portátil desenvolvido, projetado e construído por uma equipe coordenada pelo orientador deste trabalho, e encontra-se descrito em Ramos Neto et. al., 2004. Estes ensaios foram realizados com a finalidade de obter as propriedades mecânicas do aço ABNT 8550 nos estados beneficiado e recozido, entre elas a dureza Brinell, limite de escoamento, limite de resistência a tração, expoente e coeficiente de encruamento do material.

O equipamento possui como principais características: carga máxima de teste de 5 kN e resolução  $\pm 1$  N, deslocamento máximo de 25 mm e resolução no posicionamento de  $\pm 0,1$   $\mu\text{m}$ . O funcionamento do equipamento é totalmente automatizado, utilizando-se de uma interface de programação "Labview<sup>®</sup>" para o controle do equipamento e aquisição dos dados de teste, bem como uma eletrônica associada para conexão do equipamento com o computador.

Os componentes básicos do equipamento de macroindentação instrumentada são apresentados na Fig. 3.16.

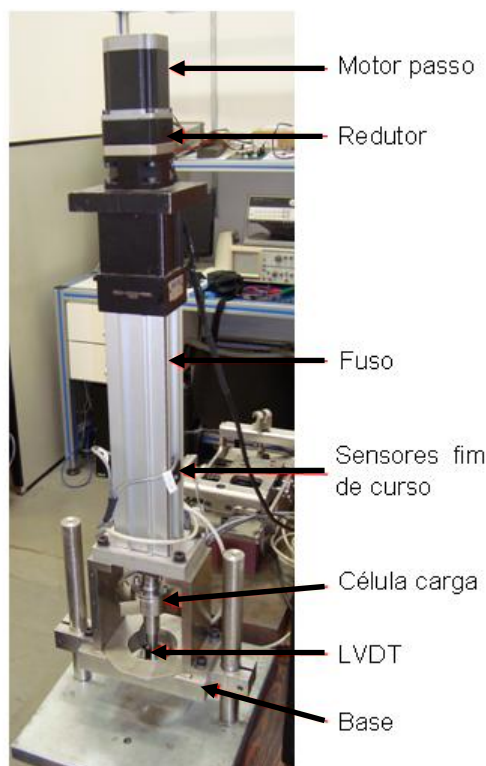


Figura 3.16 - Detalhe do equipamento de macroindentação instrumentada.

Os parâmetros de ensaio para os testes de macroindentação foram os seguintes: carga normal de indentação de 2000 N, penetrador esférico de WC-Co de 1,5 mm de diâmetro, sete ciclos de carregamento e descarregamento, sendo o descarregamento de

cada ciclo de 40% da carga máxima aplicada. A velocidade de carregamento dos ensaios foi de 87,8 mm/mim, aceleração de carregamento de 225000 mm/min<sup>2</sup> e passo de deslocamento de 0,0010 mm. Para cada amostra foram realizados cinco ensaios. A Figura 3.17a apresenta a tela do programa “Labview<sup>®</sup>” utilizado para a realização dos ensaios e armazenamento dos dados e a Fig. 3.17b o detalhe do ensaio em posição de funcionamento.

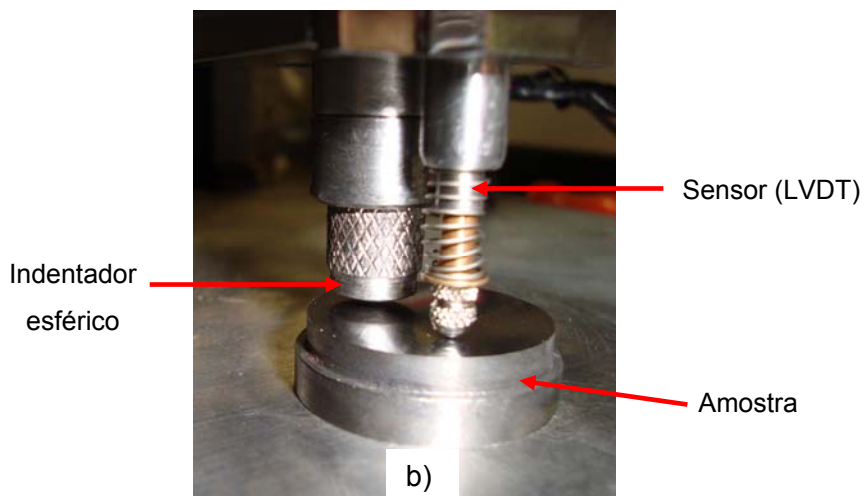


Figura 3.17 - a) Tela do programa de realização de ensaios de macroindentação instrumentada e b) Detalhe do ensaio em posição de funcionamento.

Com os dados das curvas força em função da profundidade de penetração obtidos através dos ensaios de macroindentação e utilizando um programa de análise com interface de programação em “Labview®” (Fig. 3.18), baseado no modelo de cálculo proposto por Haggag (1991), foram estimadas as seguintes propriedades mecânicas: dureza Brinell, limite de escoamento, limite de resistência a tração, expoente e coeficiente de encruamento.

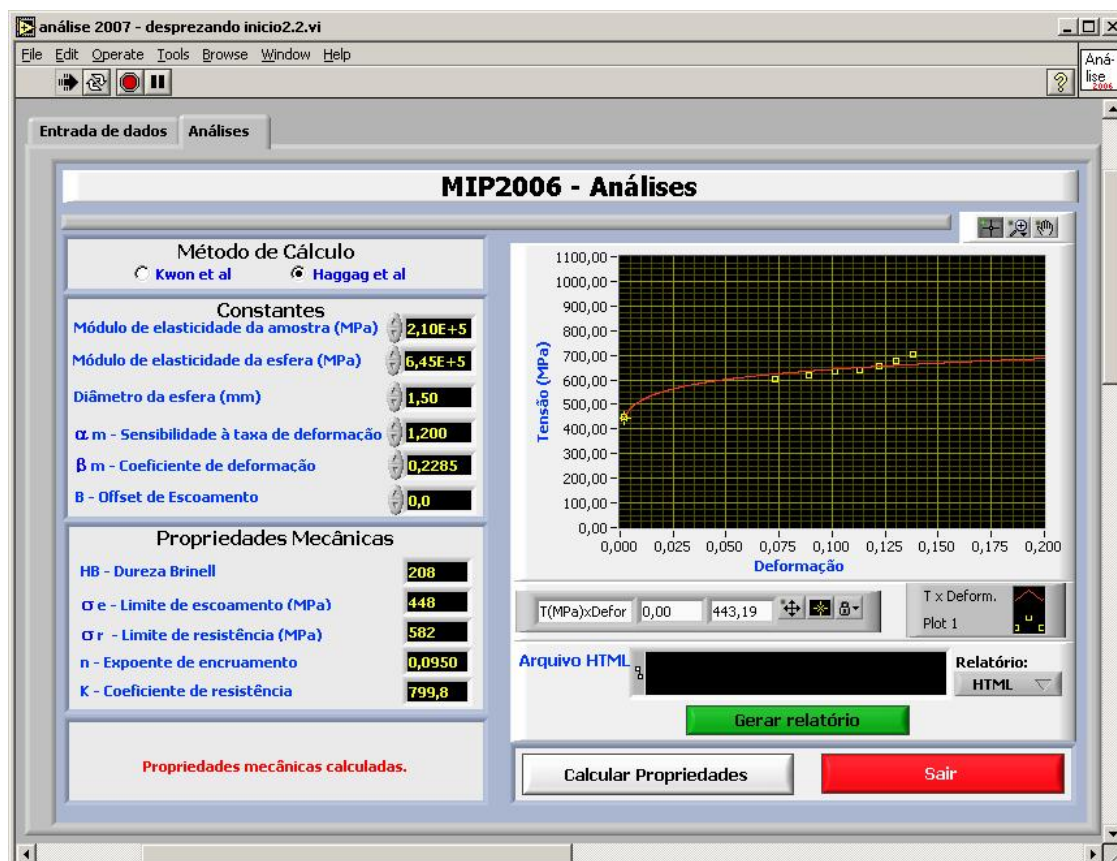


Figura 3.18 – Tela do programa de cálculo das propriedades mecânicas.

Os valores das constantes utilizados no programa de cálculo para determinação das propriedades mecânicas foram os seguintes:

- módulo de elasticidade da amostra: 2,10E+5 MPa;
- módulo de elasticidade da esfera: 6,45E+5 MPa;
- diâmetro da esfera: 1,5 mm;
- $\alpha_m$  - sensibilidade à taxa de deformação: 1,200;
- $\beta_m$  - coeficiente de deformação: 0,2285.

No intuito de determinar as energias de deformação para cada material, foram realizados também ensaios de macroindentação instrumentada utilizando os mesmos parâmetros citados acima, porém utilizando agora um único ciclo de carregamento e



descarregamento. Para cada amostra foram realizados três ensaios de um único ciclo de carregamento e descarregamento.

O cálculo das energias de deformação do processo de macroindentação instrumentada foi realizado seguindo o mesmo procedimento proposto para o cálculo das energias nos ensaios de microindentação, determinadas através do ajuste polinomial de terceiro grau das curvas de carregamento e descarregamento.

# CAPÍTULO IV

## 4. Resultados e Discussões

Neste capítulo são apresentados os resultados e as discussões resultantes da avaliação das propriedades mecânicas obtidas por micro e macroindentação instrumentada do aço ABNT 8550 nos estados beneficiado e recozido, bem como a avaliação dos parâmetros e propriedades tribológicas obtidas mediante a realização de ensaios de microesclerometria retilínea.

### 4.1. Propriedades mecânicas

A seguir, são apresentados os resultados das propriedades mecânicas do aço ABNT 8550 no estado beneficiado e no recozido, obtidos através de ensaios de macroindentação e microindentação instrumentada.

#### 4.1.1. Resultados de macroindentação instrumentada

Os ensaios de macroindentação instrumentada foram realizados utilizando um equipamento de macroindentação portátil. A carga normal de indentação foi de 2.000 N e utilizou-se um penetrador esférico de WC-Co de 1,5 mm de diâmetro. Após a realização dos ensaios de macroindentação, os dados dos ensaios foram analisados em um programa de análise baseado no modelo de cálculo proposto por Haggag (1991). Este modelo é bastante utilizado para estimar propriedades mecânicas de materiais via ensaios de indentação instrumentada. Os resultados das propriedades mecânicas obtidas através deste modelo aproximam-se relativamente bem dos resultados de ensaios de tração convencional e de ensaios de dureza (RAMOS NETO et. al., 2004).

A Figura 4.1 apresenta uma curva representativa para os ensaios de macroindentação instrumentada do material beneficiado e do material recozido. Nota-se nessa figura a menor profundidade de indentação da amostra beneficiada, o que indica uma maior resistência mecânica em relação à amostra recozida.

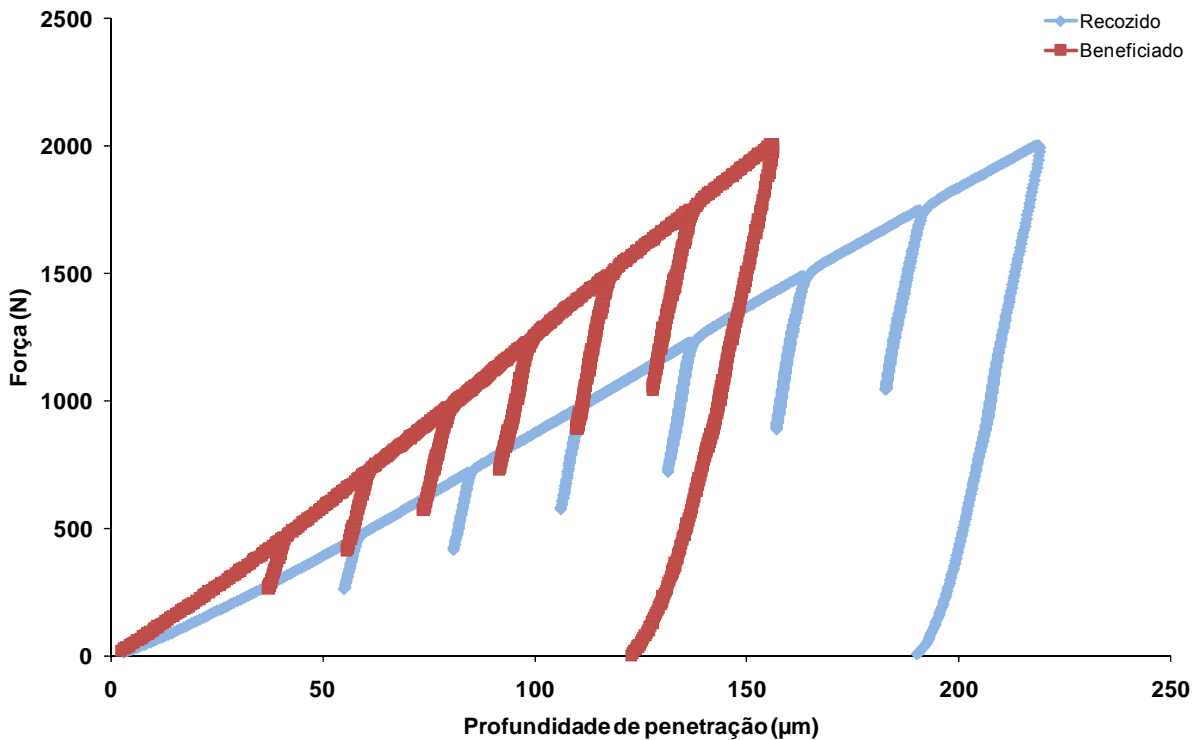


Figura 4.1 - Curvas da força em função da profundidade de penetração, obtidas através dos ensaios de macroindentação instrumentada para o aço ABNT 8550 beneficiado e para o recozido.

As propriedades mecânicas obtidas através dos ensaios de macroindentação instrumentada foram: dureza Brinell (HB), limite de escoamento, limite de resistência à tração e expoente e coeficiente de encruamento. A Figura 4.2 apresenta os resultados de dureza Brinell, limite de resistência à tração e limite de escoamento obtidos através do ensaio de macroindentação instrumentada para as amostras do aço ABNT 8550 no estado beneficiado e no estado recozido. Como se pode observar da Fig. 4.2, os valores das propriedades mecânicas para o aço ABNT 8550 beneficiado apresentam valores mais elevados, quando comparados com os do aço ABNT 8550 no estado recozido.

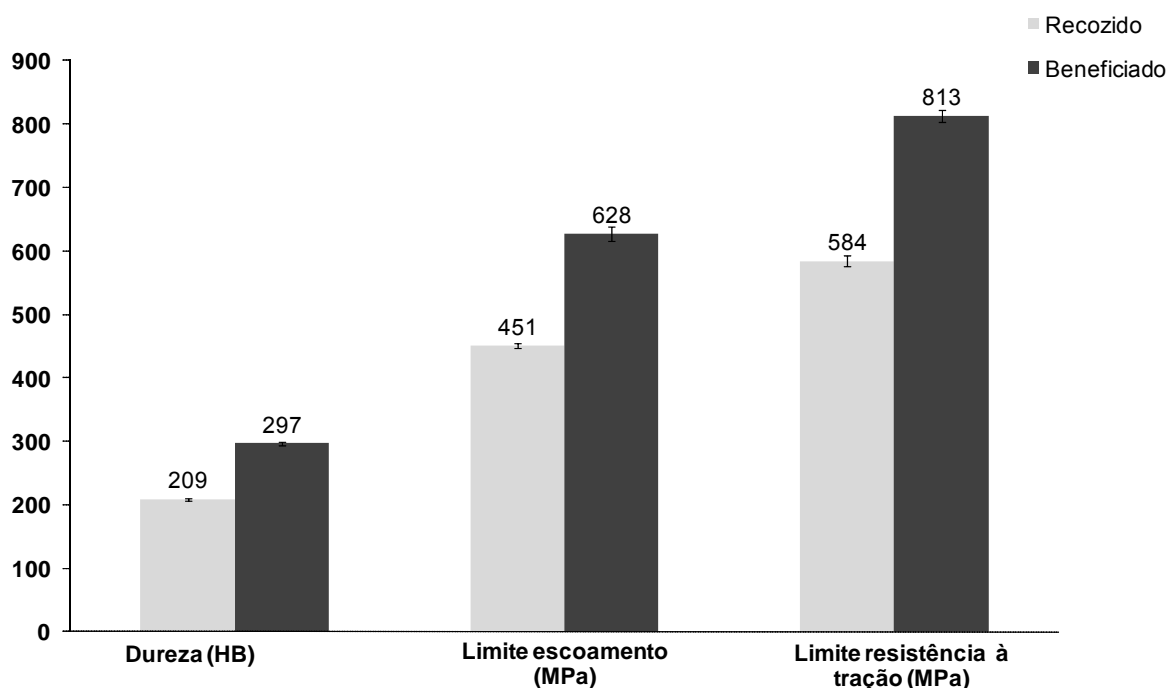


Figura 4.2 - Resultados das propriedades mecânicas do aço ABNT 8550 beneficiado e recozido obtidos através de ensaios de macroindentação instrumentada.

Os valores de limite de escoamento médio ficaram próximo de 450 MPa para a amostra recozida e 630 MPa para o material beneficiado. Já o limite de resistência à tração médio ficou em torno de 580 MPa para o material recozido e 810 MPa para o material beneficiado.

A dureza média foi de aproximadamente 210 HB para o material recozido e 300 HB para o beneficiado. Silva (2008) realizou ensaios de dureza Vickers (HV30) em amostras do aço ABNT 8550 do mesmo lote utilizado neste trabalho, que passaram pelos dois diferentes tratamentos térmicos e obteve valores médios de dureza de 188 HV30 para a amostra recozida e 308 HV30 para a amostra beneficiada. Nesta faixa de dureza, pode-se comparar diretamente os valores de dureza Vickers com a Brinell. Analisando os resultados de dureza obtidos através dos ensaios de macroindentação instrumentada e comparando com os valores obtidos através de ensaios de dureza padrão, verifica-se que a técnica de indentação forneceu valores de dureza muito próximos dos valores de ensaios de dureza convencional. A diferença observada foi de cerca de 2 % para a amostra beneficiada e aproximadamente 10 % para o recozido.

Analisando os resultados das propriedades mecânicas da Fig. 4.2, verifica-se claramente a influência da microestrutura do material nas propriedades mecânicas. O aço ABNT 8550 no estado beneficiado apresenta uma microestrutura martensítica, enquanto o recozido apresenta uma microestrutura ferrítica-perlítica. A maior resistência mecânica da

microestrutura martensítica é resultante da distorção produzida pelo carbono intersticial (COURTNEY, 1990).

As Figuras 4.3 e 4.4 apresentam, respectivamente, os resultados do expoente ( $n$ ) e coeficiente de encruamento ( $K$ ), obtidos através da técnica de indentação instrumentada para o aço ABNT 8550 no estado beneficiado e no estado recozido.

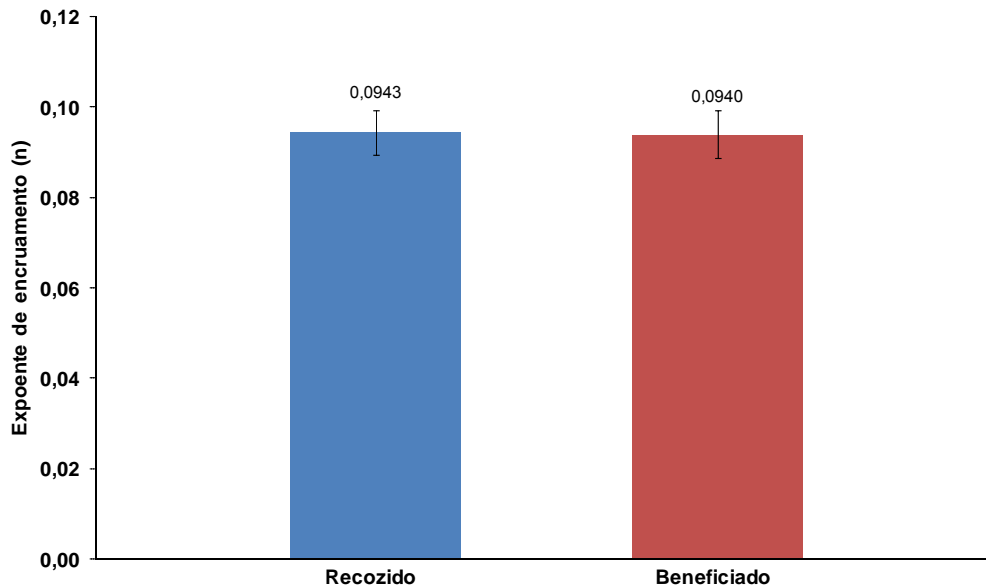


Figura 4.3 - Expoentes de encruamento para o aço ABNT 8550 nos estados beneficiado e recozido, obtidos através de ensaios de macroindentação instrumentada.

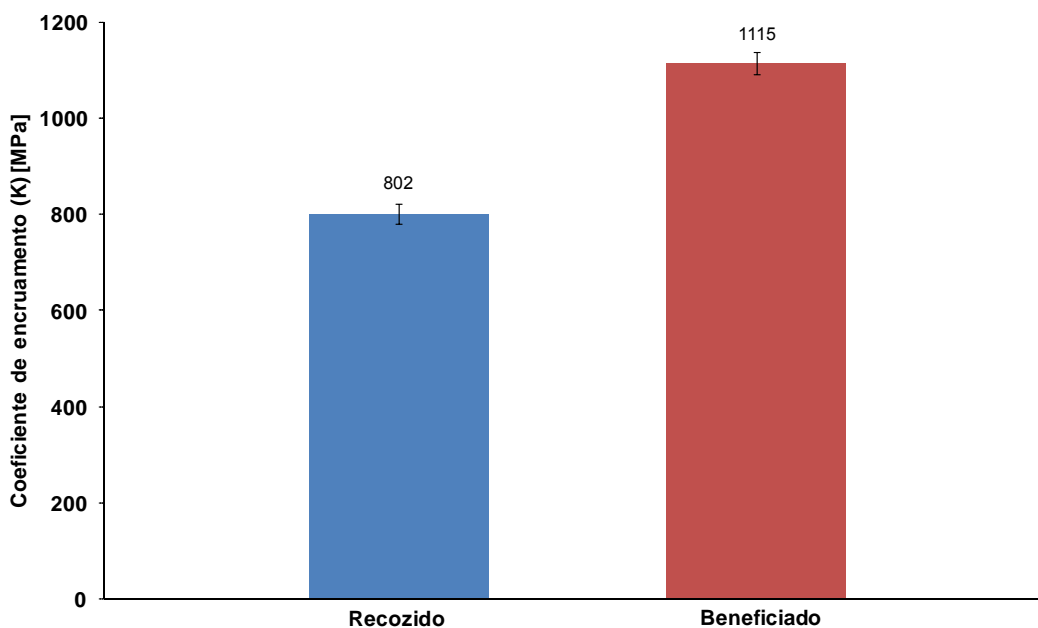


Figura 4.4 - Resultados de coeficiente de encruamento para aço ABNT 8550 nos estados beneficiado e recozido, obtidos através de ensaios de macroindentação instrumentada.

As curvas tensão ( $\sigma_v$ ) *versus* deformação verdadeiras ( $\varepsilon_v$ ) para muitos metais podem ser aproximadas pela equação de Holloman (Eq. (2.11),  $\sigma_v = K \cdot \varepsilon_v^n$ ). Desta equação,  $n$  é definido como sendo o expoente de encruamento e está relacionado com a resistência à estrição do material. Quanto maior for seu valor, maior a resistência à estrição. Para muitos metais à temperatura ambiente, o valor de  $n$  está entre 0,02 e 0,5. O termo  $K$  é chamado de coeficiente de encruamento e pode ser considerado simplesmente como a tensão verdadeira para causar uma unidade de deformação verdadeira (COURTNEY, 1990).

Analisando a Figura 4.3, observa-se que os valores do expoente de encruamento, tanto para o material beneficiado, como para o recozido, são muito próximos (em torno de 0,09). Neste caso, o tratamento térmico e, conseqüentemente, a microestrutura do material, não apresentou nenhuma influência sobre o expoente de encruamento.

Já o coeficiente de encruamento ( $K$ ) do aço ABNT 8550 beneficiado apresentou valores mais elevados (Fig. 4.4). Este coeficiente está relacionado com a resistência mecânica do material. Em ensaios de tração convencional, este coeficiente é obtido através da curva da tensão verdadeira em função da deformação verdadeira, reescrevendo a Eq. (2.11) na forma logarítmica, resultando a Eq. (4.1):

$$\log \sigma = \log K + n \log \varepsilon \quad (4.1)$$

Através deste método, a equação da tensão verdadeira em função da deformação verdadeira é equivalente a uma reta ( $y = a + bx$ ). O expoente de encruamento ( $n$ ) é equivalente à tangente do ângulo de inclinação da reta e o coeficiente de encruamento ( $K$ ) é a tensão obtida pela intersecção da reta na deformação igual a 1.

Através de ensaios de macroindentação instrumentada de um único ciclo de carregamento e descarregamento foram obtidas as energias de deformação total ( $E_t$ ), de deformação plástica ( $E_p$ ) e deformação elástica ( $E_e$ ). A Figura 4.5 apresenta curvas representativas de força *versus* profundidade de indentação para os dois materiais testados.

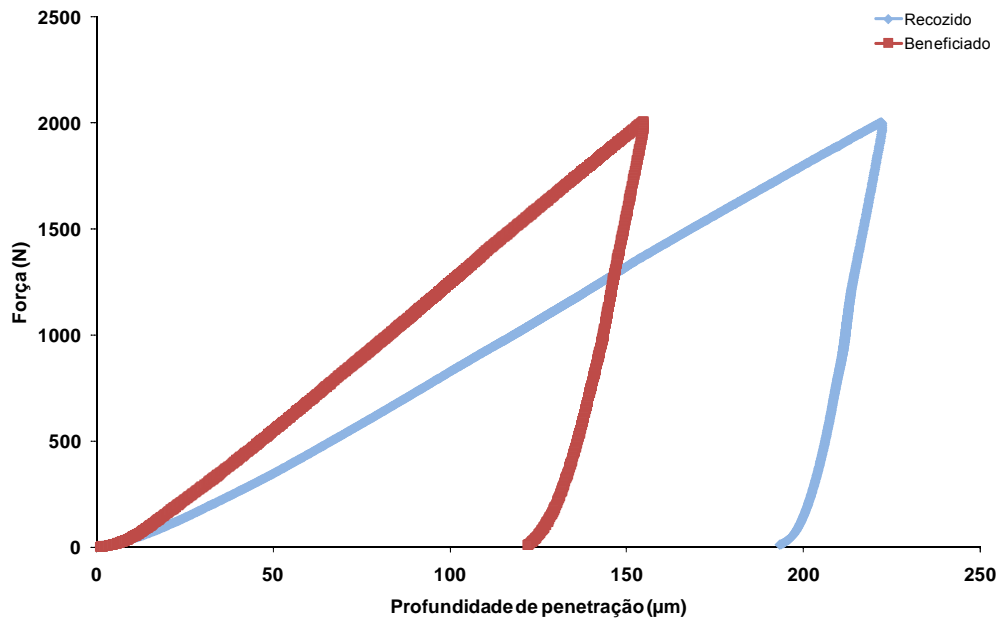


Figura 4.5 - Curvas da força em função da profundidade de penetração de um único ciclo de carregamento e descarregamento, obtidas através dos ensaios de macroindentação para o aço ABNT 8550 beneficiado e para o recozido.

A Figura 4.6 apresenta dos valores das energias de deformação obtidas através dos ensaios de macroindentação instrumentada.

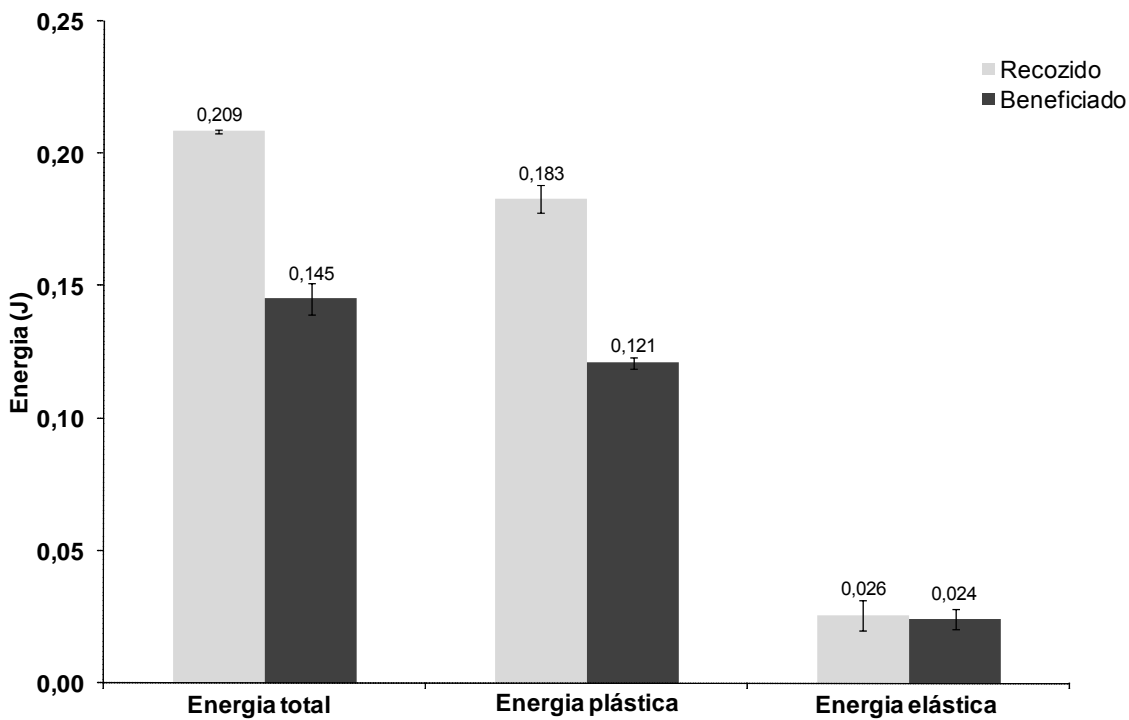


Figura 4.6 – Valores das energias de deformação envolvidas no processo de macroindentação para o aço ABNT 8550 beneficiado e para o recozido.

A razão entre essas energias, determinadas através dos ensaios, é apresentada na Tab. 4.1. A razão entre ( $E_p/E_t$ ) representa a dissipação da energia do material na forma de energia de deformação plástica e ( $E_e/E_t$ ) representa o acúmulo de energia do material na forma de energia de deformação elástica.

Tabela 4.1- Razão entre as energias de deformação dos ensaios de macroindentação.

Razão energias		
Material	$E_p/E_t$	$E_e/E_t$
Beneficiado	0,83±0,02	0,17±0,02
Recozido	0,88±0,03	0,12±0,03

Verifica-se que o material recozido tem uma maior capacidade de dissipar energia na forma plástica, quando comparado com o material beneficiado. Isso está relacionado com a microestrutura ferrítica-perlítica, que apresenta uma maior capacidade de deformação plástica em relação à microestrutura martensítica.

#### 4.1.2. Resultados de microindentação instrumentada

Os resultados das propriedades mecânicas obtidas através da microindentação instrumentada são apresentados a seguir. Através dos ensaios de microindentação foram determinados: microdureza Vickers (HV), módulo de elasticidade e as energias de deformação a partir das curvas de força versus profundidade de indentação de um único ciclo de carregamento e descarregamento.

A Figura 4.7 mostra curvas representativas dos ensaios de microindentação para o ABNT 8550 no estado beneficiado e no recozido. Nota-se aqui, como nos ensaios de macroindentação, a menor profundidade de indentação do aço beneficiado, o que indica sua maior resistência mecânica.

Analisando-se os efeitos do tempo de pausa após a carga atingir o valor máximo, nenhuma influência nos valores das propriedades mecânicas foi notada, o que era de se esperar, haja vista que os ensaios foram realizados à temperatura ambiente.



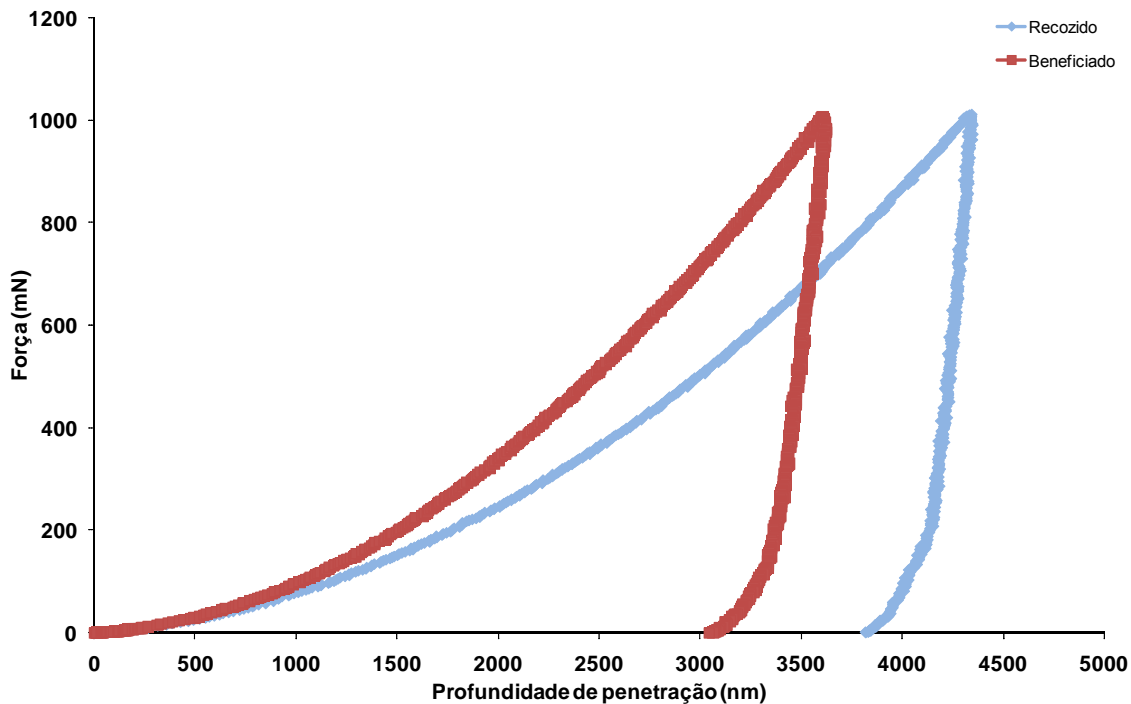


Figura 4.7 - Curvas da força em função da profundidade de penetração de um único ciclo de carregamento e descarregamento do ensaio de microindentação instrumentada para o aço ABNT 8550 beneficiado e o recozido.

A Figura 4.8 apresenta os resultados de microdureza Vickers ( $HV_{0,1}$ ) e módulo de elasticidade para o aço ABNT 8550 beneficiado e para o recozido. A dureza Vickers para o material beneficiado foi de 333  $HV_{0,1}$ , enquanto que para o aço recozido foi de 224  $HV_{0,1}$ . A dureza para o material beneficiado é mais elevada e isto está associado com a microestrutura martensítica do material, como já mencionado.

O módulo de elasticidade ( $E$ ) foi determinado com o auxílio da Eq. (2.15), que é obtido através de informações da parte inicial da curva de descarregamento (seção 2.4.2).

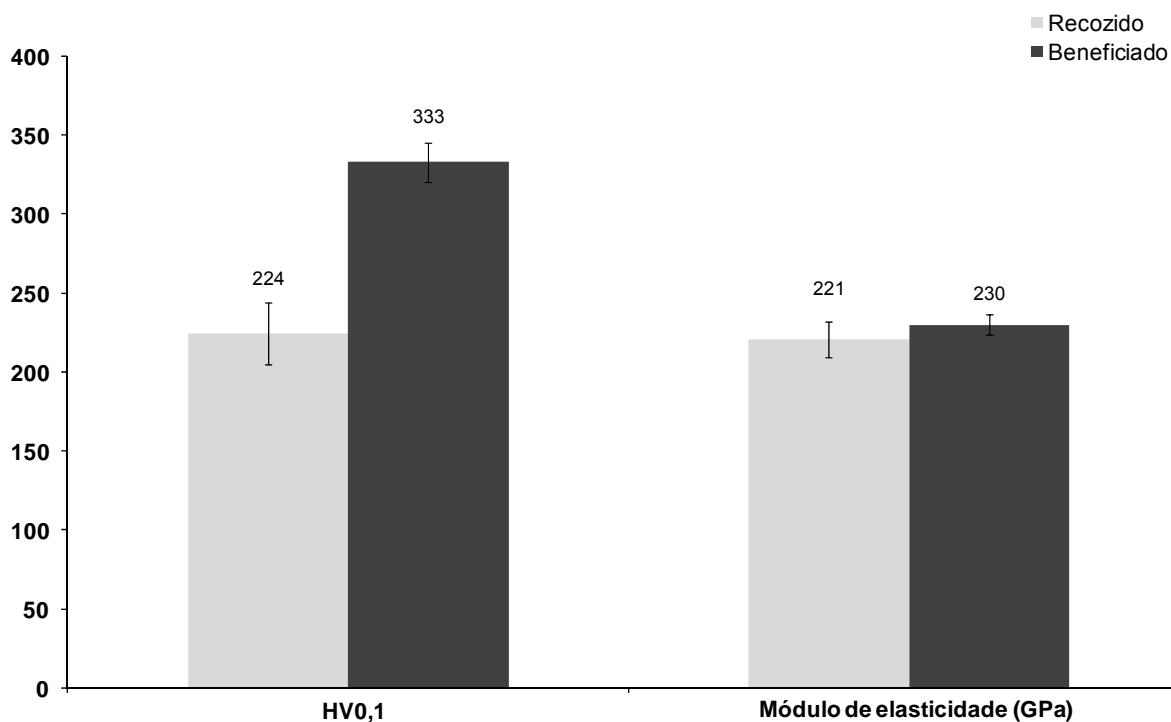


Figura 4.8 – Propriedades mecânicas obtidas através dos ensaios de microindentação instrumentada para o aço ABNT 8550 beneficiado e para o recozido.

Verificou-se através destes ensaios, que os valores de módulo de elasticidade para os materiais testados foram muito próximos, com médias variando entre aproximadamente 220 e 230 GPa. Esse é um valor muito próximo dos valores encontrado na literatura, que é de cerca de 210 GPa (DIETER, 1981).

O módulo de elasticidade depende principalmente da energia de ligação entre os átomos e não é muito sensível à microestrutura do material (ZUM GAHR, 1987). Ou seja, nesse caso, dependente basicamente das ligações entre os átomos de ferro.

A Figura 4.9 apresenta os valores das energias de deformação total ( $E_t$ ), plástica ( $E_p$ ) e elástica ( $E_e$ ) obtidas através dos ensaios de microindentação. A Tabela 4.2, por sua vez, mostra a razão entre as energias de deformação envolvidas no processo de microindentação, bem como uma comparação com as obtidas através da macroindentação.

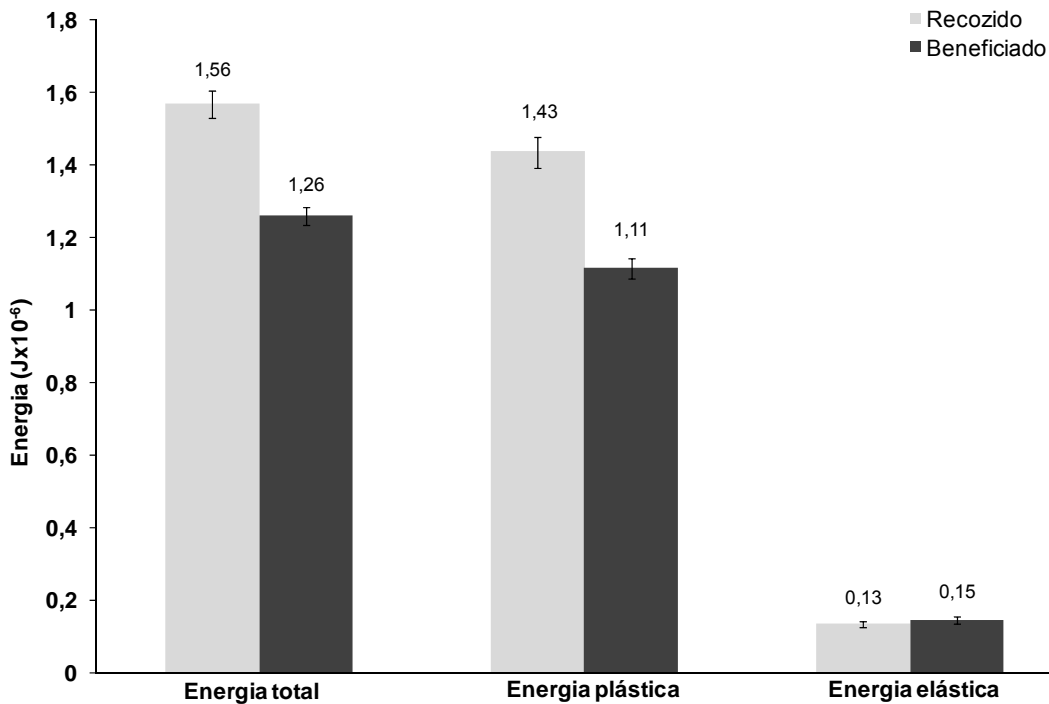


Figura 4.9 - Valores das energias de deformação envolvidas no processo de microindentação para aço ABNT 8550 beneficiado e o recozido.

Tabela 4.2 – Comparação entre as razões das energias de deformação do processo de microindentação e macroindentação para ao aço ABNT 8550 beneficiado e o recozido.

Razão energias	Beneficiado		Recozido	
	$E_p/E_t$	$E_e/E_t$	$E_p/E_t$	$E_e/E_t$
Indentação				
Microindentação	0,88±0,01	0,12±0,01	0,91±0,01	0,09±0,01
Macroindentação	0,83±0,02	0,17±0,02	0,88±0,03	0,12±0,03

Verifica-se nesses resultados, que a dissipação da energia do material na forma plástica nos ensaios de microindentação é maior para o material recozido, fato observado também na macroindentação. A razão da dissipação da energia ( $E_p/E_t$ ) na forma plástica para os ensaios de microindentação, quando considerados os respectivos desvios padrões, são muito próximos dos resultados obtidos pela macroindentação em ambos os materiais.

## 4.2. Propriedades tribológicas

A seguir, são apresentados os resultados da avaliação dos parâmetros e propriedades tribológicas obtidas mediante a realização dos ensaios de microesclerometria retilínea para o aço ABNT 8550 no estado beneficiado e no recozido.

### 4.2.1. Efeito da velocidade de riscamento

A velocidade de riscamento é um parâmetro de ensaio esclerométrico que pode influenciar nas propriedades tribológicas do material. Para elevadas velocidades de translação do penetrador, a temperatura no contato entre penetrador e superfície da amostra pode aumentar, e este aquecimento poderá provocar alterações na resposta tribológica do material. Maan e Van Groenou (1977) estudaram o efeito da velocidade de riscamento nas propriedades tribológicas através de ensaios de microesclerometria em aço-carbono, e estes autores sugeriram que efeitos da temperatura na faixa de velocidade de 0,4 a 400  $\mu\text{m/s}$  podem ser desprezados.

No intuito de verificar a influência da velocidade de riscamento nas propriedades tribológicas do aço ABNT 8550, foram realizados primeiramente ensaios esclerométricos com diferentes níveis de velocidade de riscamento no aço ABNT 8550 beneficiado, utilizando neste estudo um penetrador esférico-cônico de ponta diamantada (Rockwell C) de raio de ponta de 100  $\mu\text{m}$  como elemento riscante. Os parâmetros de teste foram descritos no procedimento experimental, capítulo 3 deste trabalho.

A Figura 4.10 mostra o efeito da velocidade de riscamento na largura do sulco para diferentes cargas normais de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado. As medidas das larguras dos sulcos ( $d$ ) foram realizadas por meio de análise topográfica.

Analisando os valores de largura do sulco na Fig. 4.10, verifica-se uma pequena tendência de diminuição da largura do sulco média, na medida em que se aumenta a velocidade de riscamento.

Na Figura 4.11 são apresentados os resultados de dureza ao risco ( $H_s$ ), calculadas com base nas larguras apresentadas na Fig. 4.10, para o aço ABNT 8550 beneficiado, com as três velocidades de riscamento testadas, sendo estas: 10, 100 e 1.000  $\mu\text{m/s}$ .

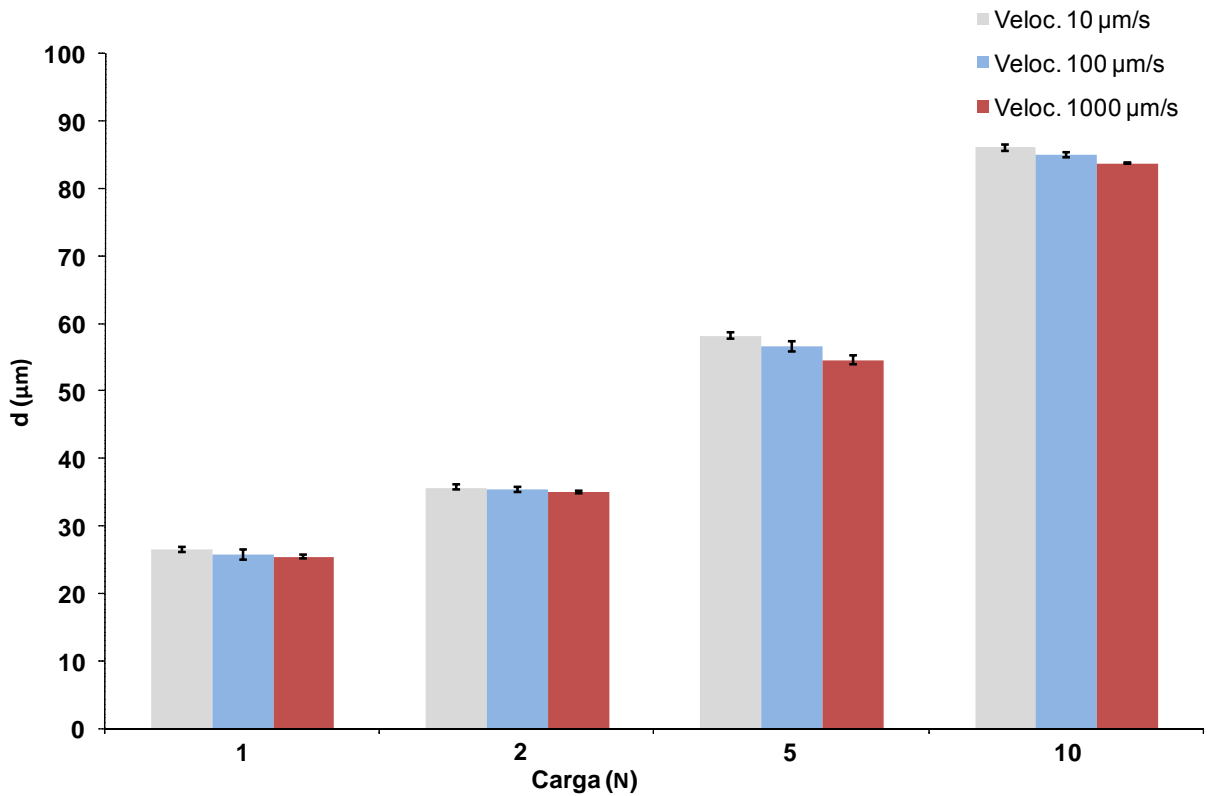


Figura 4.10 – Efeito da velocidade de riscamento na largura do sulco média ( $d$ ) para o aço ABNT 8550 beneficiado com as diferentes cargas normais de riscamento; penetrador com raio de ponta de 100  $\mu\text{m}$ .

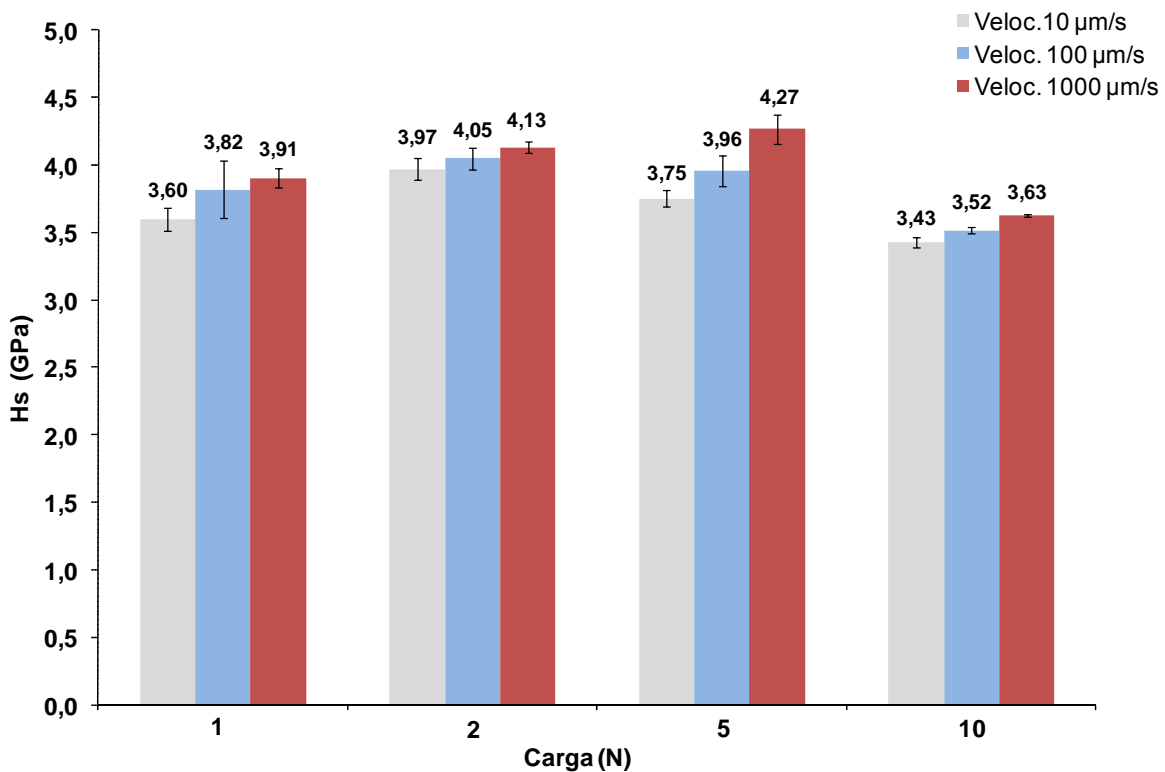


Figura 4.11 – Efeito da velocidade de riscamento na dureza ao risco para o aço ABNT 8550 beneficiado; penetrador com raio de ponta de 100  $\mu\text{m}$ .

Analisando a Fig. 4.11, observa-se uma leve tendência ao aumento da dureza ao risco média com o aumento da velocidade de riscamento. Essa tendência é mais clara nos ensaios realizados com carga de 5 N. Este fato é observado para todas as cargas normais de riscamento avaliadas. Maan e Van Groenou (1977) observaram um comportamento similar da dureza ao risco em ensaios de microesclerometria realizados em aço-carbono com diferentes velocidades de riscamento. No entanto, estes autores não explicam o aumento da dureza ao risco com o aumento da velocidade. Todavia, uma possível explicação para esse comportamento pode estar associada com a movimentação das discordâncias móveis: o aumento da velocidade de riscamento não daria tempo dessas discordâncias se movimentarem, e estas atuariam como discordâncias travadas, produzindo assim certo aumento da resistência mecânica do material. Esse aumento da velocidade de riscamento resulta em maiores taxa de deformação, e de acordo com Dieter (1981) o aumento da taxa de deformação aumenta à resistência a tração do material.

Nota-se ainda, que a dureza ao risco apresentou uma leve queda quando a carga foi aumentada de 5 para 10 N em todas a velocidades de riscamento. Este efeito da redução da dureza ao risco com o aumento da carga deve estar associado ao efeito de escala, conhecido na literatura inglesa como *size effect* (GANE; SKINNER, 1973).

Misra e Finnie (1981) verificaram o efeito de escala em ensaios de desgaste abrasivo. Eles elencaram várias teorias existentes para explicar este comportamento e propuseram uma nova explicação associada à zona superficial encruada, que reduz a taxa de desgaste quando os eventos forem pequenos e estiverem contidos nesta zona. Segundo estes autores, com o aumento da carga ou do diâmetro da partícula abrasiva, o fenômeno pode ultrapassar a camada deformada e, com isso, o processo de desgaste é acelerado.

No entanto, Gane e Skinner (1973) mostraram a existência do efeito de escala em microriscos realizados em amostras de cobre e ouro não encruados, propondo outra explicação para este fenômeno. Segundo eles, a ativação e colocação em movimento de uma grande quantidade de fontes de discordâncias são dificultadas quando o volume de material movimentado é menor, aumentando assim o limite de escoamento.

Na Figura 4.12 são mostrados os perfis transversais médios dos sulcos obtidos através da análise topográfica para as diferentes cargas normais e velocidades de riscamento para o material beneficiado. Deve-se destacar aqui, que as escalas em que os perfis estão apresentados são diferentes, pois o intuito foi apresentar o efeito da velocidade na largura do sulco para cada carga normal. Observa-se, que os perfis transversais dos sulcos apresentaram muito pouca diferença com relação á sua geometria, na medida em que se aumenta a velocidade de riscamento. Em todos os casos, há uma significativa de movimentação lateral de material, o que caracteriza o micromecanismo de sulcamento.

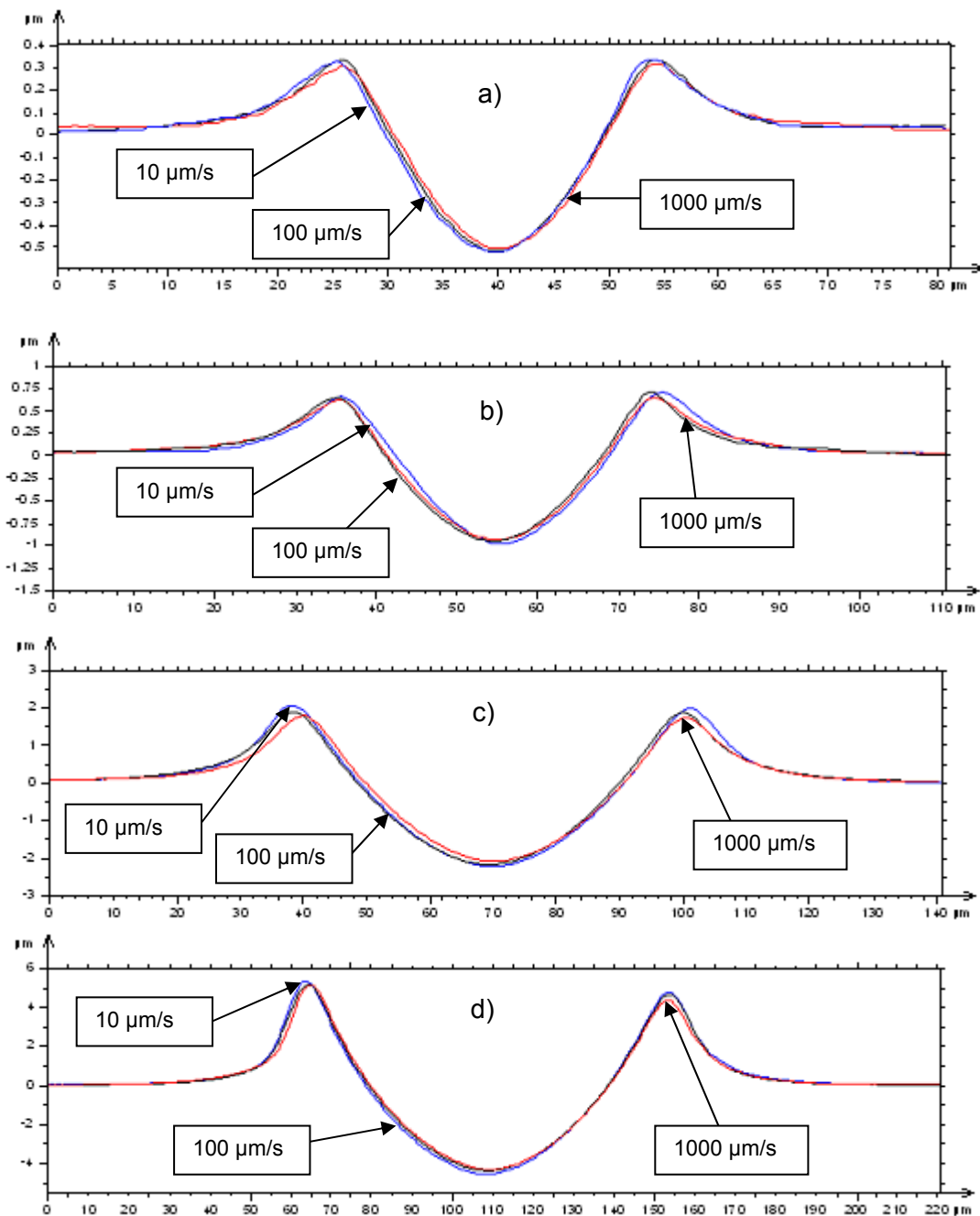


Figura 4.12 – Perfis transversais médios dos sulcos obtidos através de análise topográfica para o aço ABNT **8550 beneficiado** em diferentes velocidades de riscamento e cargas, a) carga normal de **1 N**, b) carga normal de **2 N**, c) carga normal de **5 N** e d) carga normal de **10 N**; penetrador com raio de ponta de 100  $\mu\text{m}$ .

As Figuras de 4.13 a 4.16 apresentam os resultados das profundidades dos sulcos ao longo dos seus comprimentos de riscamento, para todas as cargas normais empregadas. Verifica-se, novamente, uma pequena influência da velocidade de riscamento na profundidade do sulco. Com o aumento da velocidade, a profundidade do sulco ao longo do comprimento apresenta uma leve diminuição, evidenciando assim que a largura do sulco esta diretamente ligada com a profundidade do sulco.

Observa-se nestas figuras da profundidade do sulco ao longo do comprimento, que há uma região inicial de transição da profundidade. No instante inicial, a carga é aplicada sobre o penetrador, gerando uma indentação na superfície do material. A seguir, a amostra é colocada em movimento e a profundidade diminui significativamente. Nesse instante, a resistência à movimentação relativa entre penetrador e amostra começa a aumentar, como será mostrado nos parágrafos seguintes (ver, por exemplo, Fig. 4.23). Isso se caracteriza através de um aumento na força tangencial. Com o fluxo de material à frente do penetrador, tem-se uma maior resistência à passagem do penetrador, que se materializa numa menor profundidade de riscamento, como mostrado nas Fig. 4.13 a 4.16. A extensão dessa transição é proporcional à carga aplicada: nas amostras riscadas com 1 N a profundidade se estabiliza após cerca de 50  $\mu\text{m}$  e nas amostras riscadas com 10 N são necessários pelo menos 200  $\mu\text{m}$ .

Como mencionado no capítulo 3, foi desconsiderada essa região inicial de transição do comprimento do risco na determinação dos parâmetros de ensaio ( $f_{ab}$ , largura do sulco e coeficiente de atrito aparente).

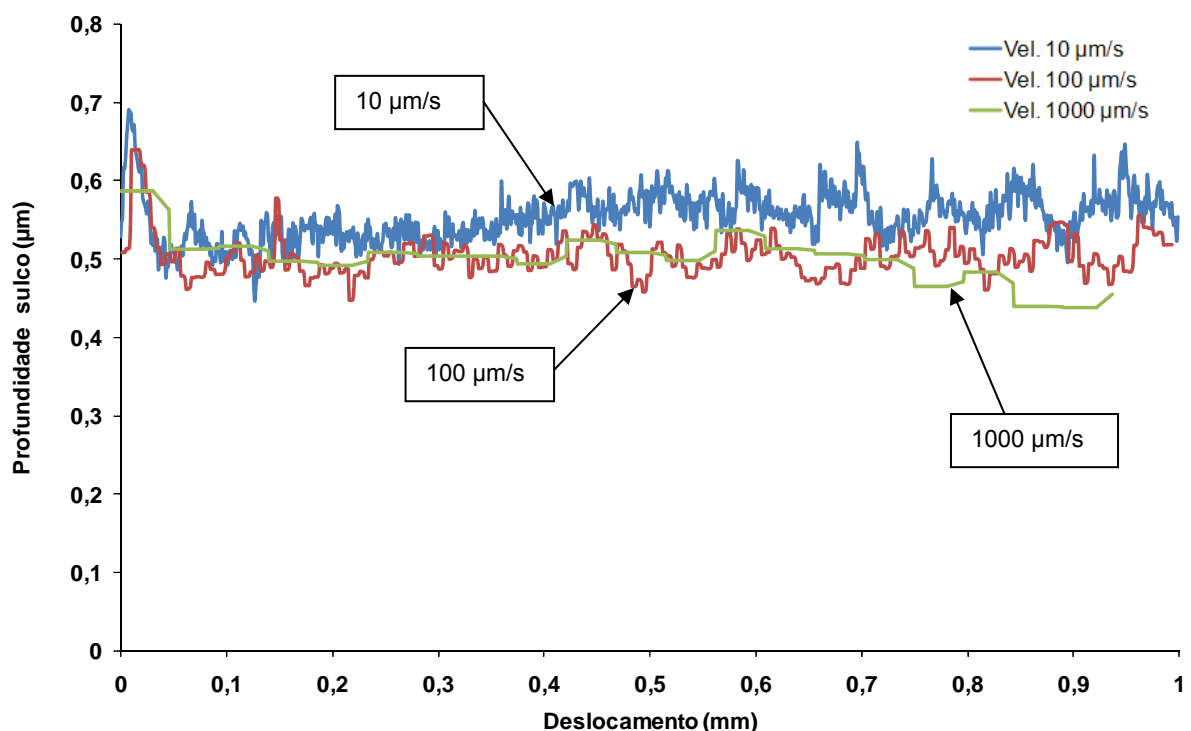


Figura 4.13 – Efeito da velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado na profundidade do sulco ao longo do comprimento de riscamento em um dos sulcos realizados com carga normal de 1 N; penetrador com raio de ponta de 100  $\mu\text{m}$  e comprimento de riscamento de 1 mm.



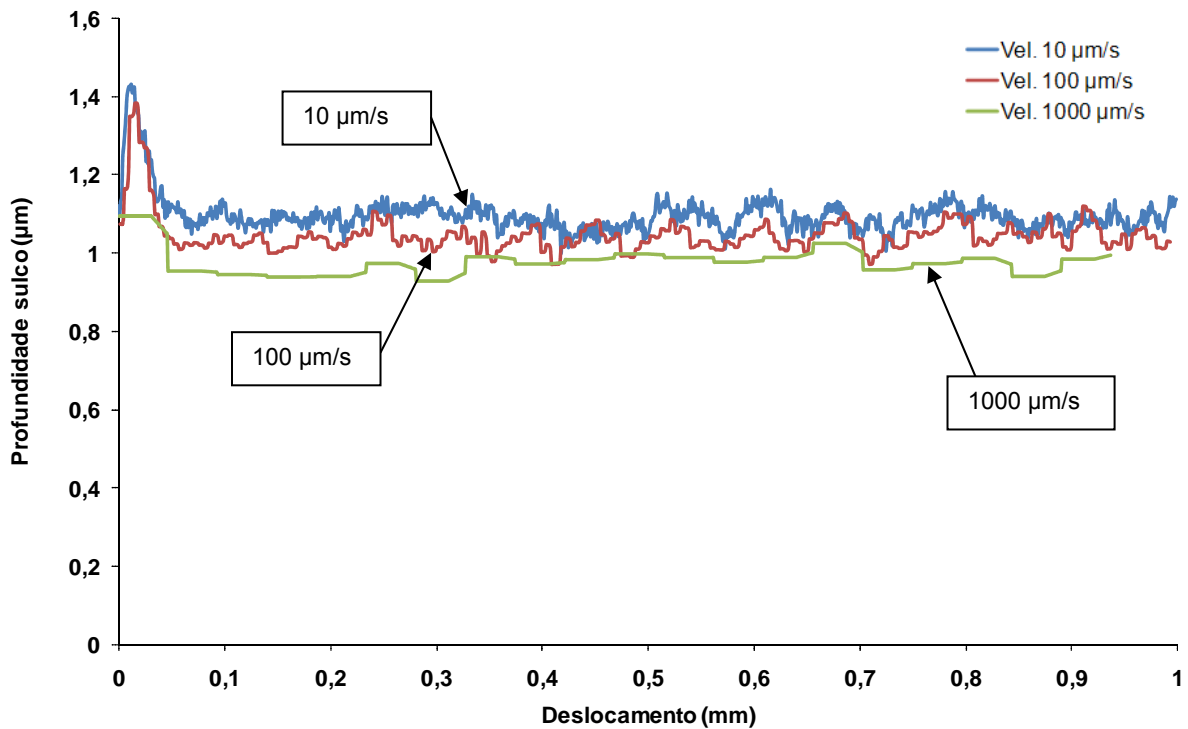


Figura 4.14 – Efeito da velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado na profundidade do sulco ao longo do comprimento de riscamento em um dos sulcos realizados com carga normal de **2 N**; penetrador com raio de ponta de 100 µm e comprimento de riscamento de 1 mm.

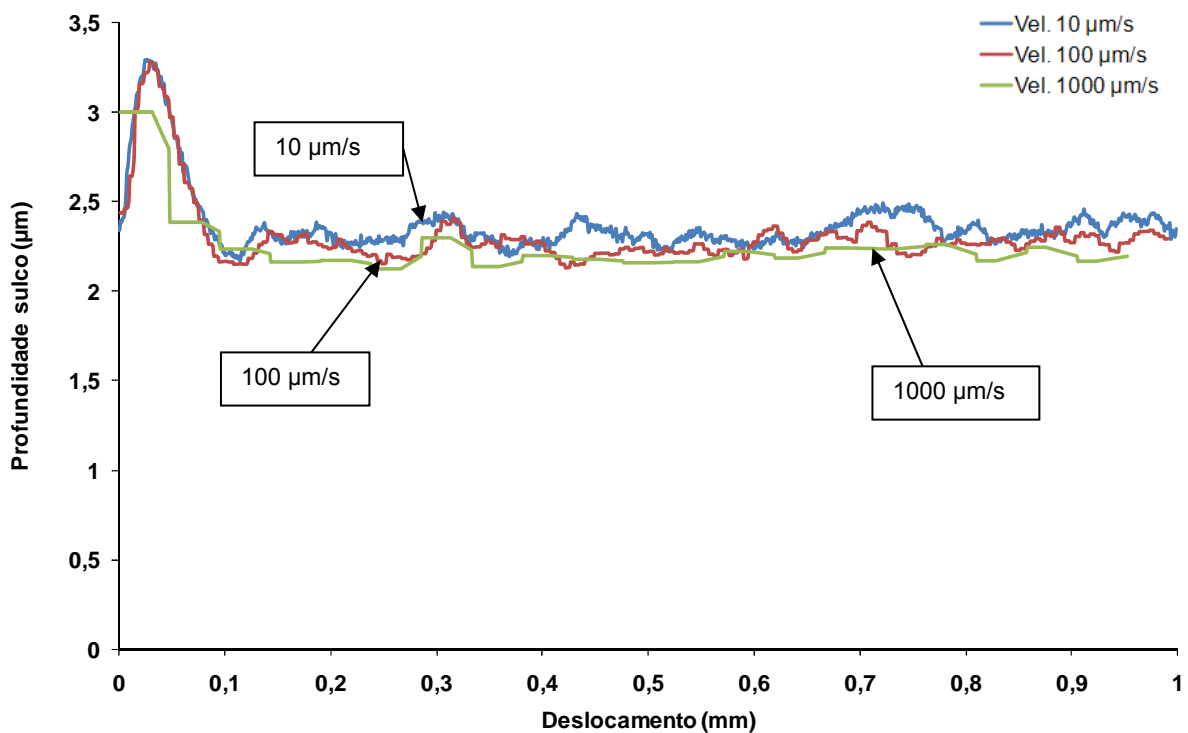


Figura 4.15 – Efeito da velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado na profundidade do sulco ao longo do comprimento de riscamento em um dos sulcos realizados com carga normal de **5 N**; penetrador com raio de ponta de 100 µm e comprimento de riscamento de 1 mm.

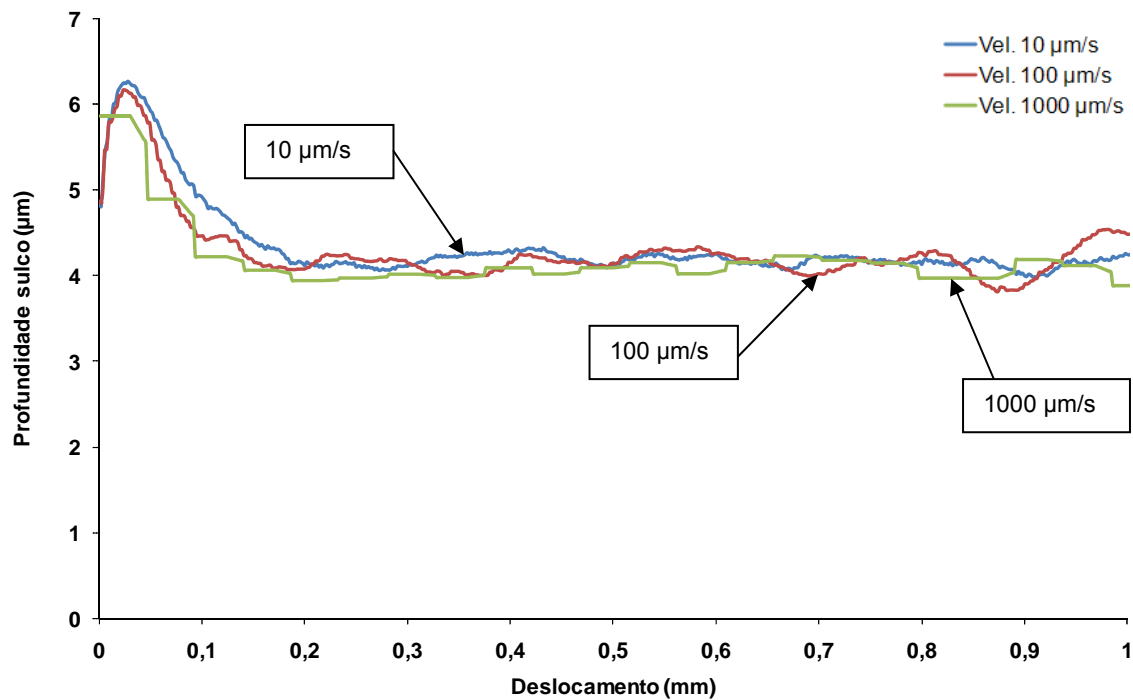


Figura 4.16 – Efeito da velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado na profundidade do sulco ao longo do comprimento de riscamento em um dos sulcos realizados com carga normal de **10 N**; penetrador com raio de ponta de 100 µm e comprimento de riscamento de 1 mm.

Na Figura 4.17 são apresentados os resultados do fator  $f_{ab}$  para os diferentes níveis de velocidade de riscamento e cargas normais.

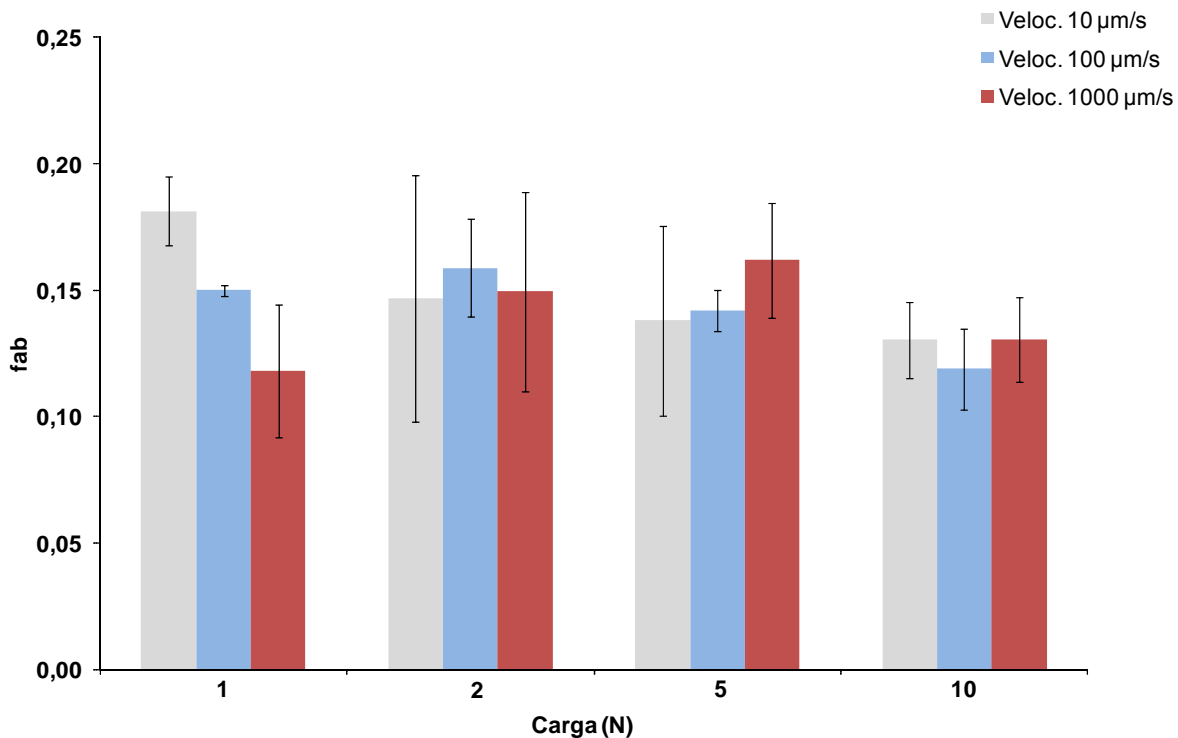


Figura 4.17 – Efeito da velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 **beneficiado** no fator  $f_{ab}$ ; penetrador com raio de ponta de **100 µm**.

De modo geral, os  $f_{ab}$  estão em torno de 0,15, caracterizando um predominância do mecanismo de sulcamento. Analisando esses resultados para as diferentes velocidades de riscamento, verifica-se que, para as cargas normais de riscamento de 2, 5 e 10 N, a velocidade de riscamento não apresentou diferença significativa nos valores de  $f_{ab}$ . Na carga de 1 N, porém, o aumento da velocidade mostrou uma tendência à redução do  $f_{ab}$ .

Segundo Zum Gahr (1987), valores de  $f_{ab}$  não são somente influenciados pela capacidade de deformação plástica e dureza do material, mas também pelo sistema tribológico, sendo alguns desses fatores a profundidade de penetração e a geometria do penetrador, que resultam em mudanças de mecanismos de desgaste.

Analisando esses mecanismos, a Fig. 4.18 mostra uma vista geral dos sulcos de um ensaio com carga normal de riscamento de 10 N e velocidades de riscamento de 10, 100 e 1000 µm/s. Pode ser visto que, os sulcos gerados com as diferentes velocidades não apresentaram diferenças nos seus mecanismos de desgaste.

Na Figura 4.19 são apresentados os detalhes dos sulcos com a carga de 10 N. Observa-se a presença de pequenos microcavacos aderidos à lateral do sulco e material movimentado para as laterais, bem como uma zona deformada plasticamente em torno do sulco.

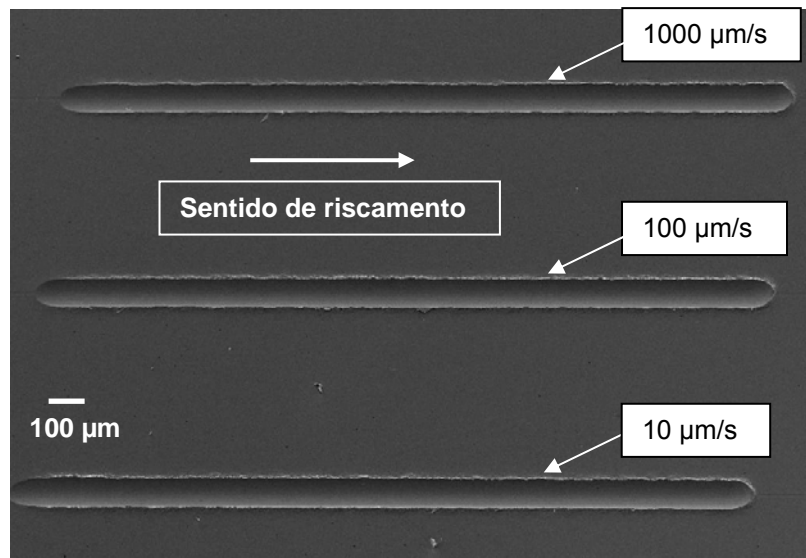


Figura 4.18 – Vista geral dos sulcos obtidos com carga normal de riscamento de **10 N** e diferentes níveis de velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado; penetrador com raio de ponta de 100  $\mu\text{m}$ .

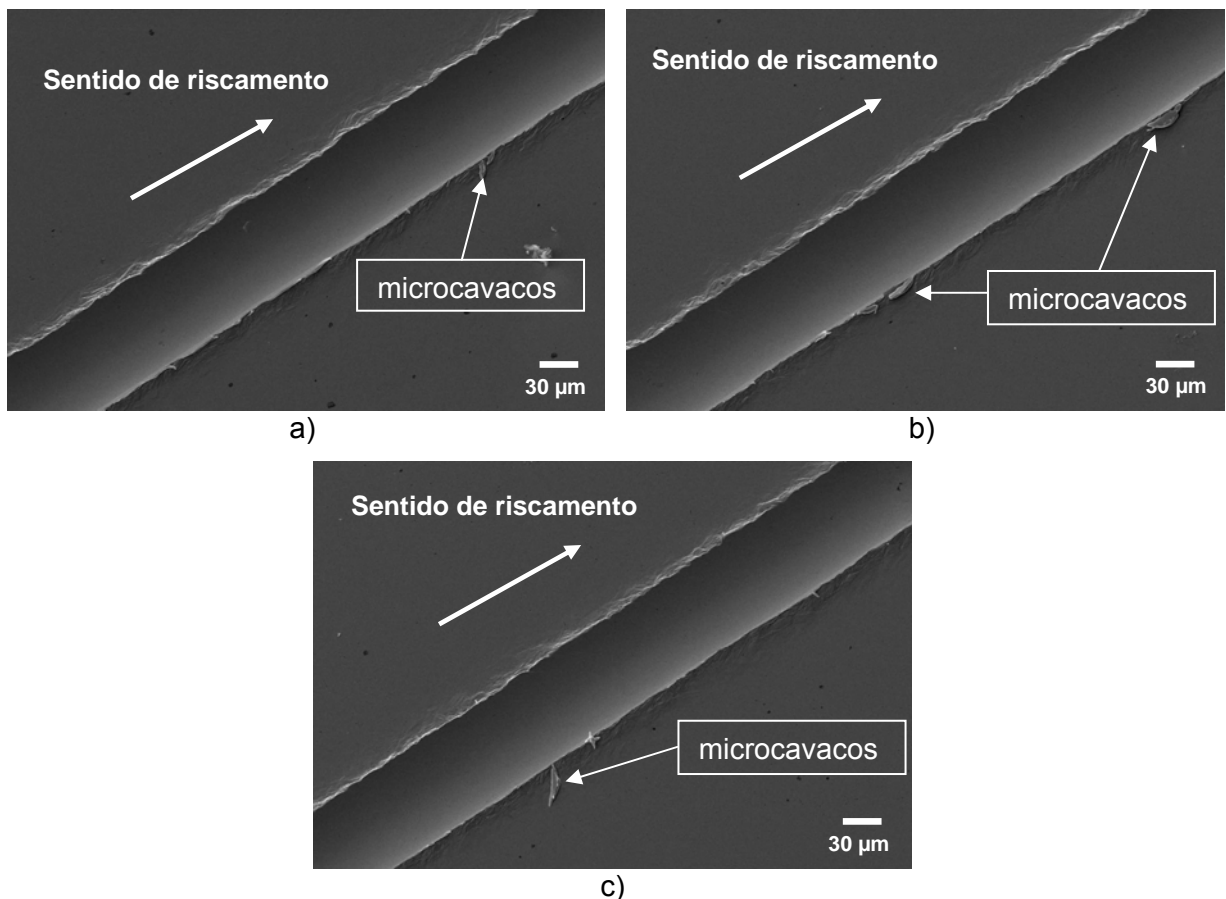


Figura 4.19 – Detalhe dos sulcos utilizando penetrador Rockwell C de raio de ponta de 100  $\mu\text{m}$  e carga normal de riscamento de **10 N** em diferentes velocidades de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado, a) velocidade de riscamento de 10  $\mu\text{m/s}$ , b) velocidade de riscamento de 100  $\mu\text{m/s}$  e c) velocidade de riscamento de 1000  $\mu\text{m/s}$ ; penetrador com raio de ponta de 100  $\mu\text{m}$ .

A Figura 4.20, por sua vez, mostra sulcos gerados com carga de 2 N. Analisando essas imagens, verifica-se também que o aumento da velocidade de riscamento não modificou o mecanismo de remoção de material, predominando o microsulcamento e assim confirmando os valores dos resultados do fator  $f_{ab}$  da Fig. 4.17. Para as amostras ensaiadas com 1 N, não foi possível analisar os sulcos no MEV em razão do fato da mesma ter sido oxidada. Todavia, como será mostrado mais adiante, o coeficiente de atrito para o ensaio com velocidade de 1.000  $\mu\text{m/s}$  foi um pouco maior que o medido para os dois outros ensaios (velocidades de 10 e 100  $\mu\text{m/s}$ ), o que pode estar relacionado com o fato do  $f_{ab}$  ter sido reduzido com o aumento da velocidade. Cabe, porém, aqui uma investigação mais detalhada para um melhor entendimento dessa redução do  $f_{ab}$  com o aumento da velocidade de 1.000  $\mu\text{m/s}$ .

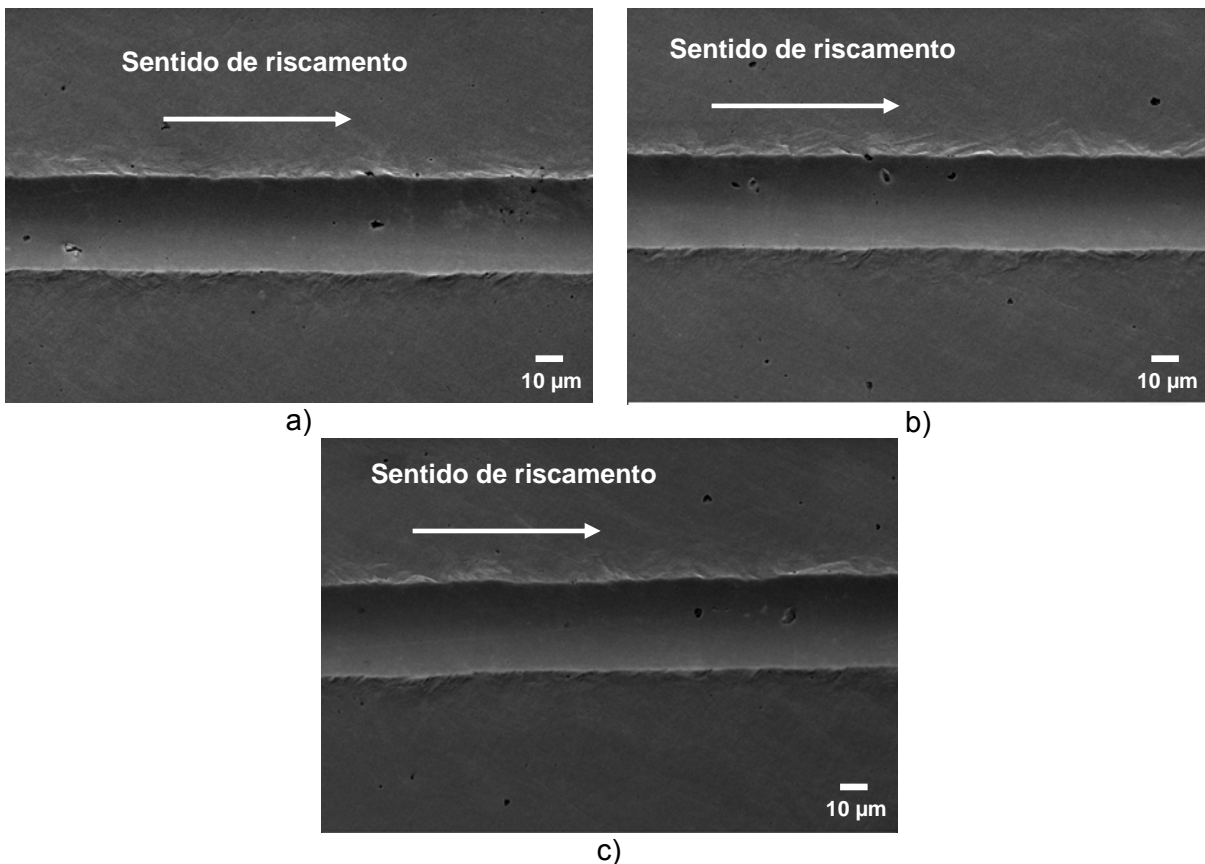


Figura 4.20 – Detalhe dos sulcos utilizando penetrador Rockwell C de raio de ponta de 100  $\mu\text{m}$  e carga normal de riscamento de **2 N** em diferentes velocidades de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado, a) velocidade de riscamento de 10  $\mu\text{m/s}$ , b) velocidade de riscamento de 100  $\mu\text{m/s}$  e c) velocidade de riscamento de 1000  $\mu\text{m/s}$ ; penetrador com raio de ponta de 100  $\mu\text{m}$ .

As Figuras de 4.21 a 4.24 mostram os resultados do efeito da velocidade de riscamento no coeficiente de atrito aparente ao longo do comprimento para os diferentes níveis de velocidade e cargas normais para um dos sulcos gerados.

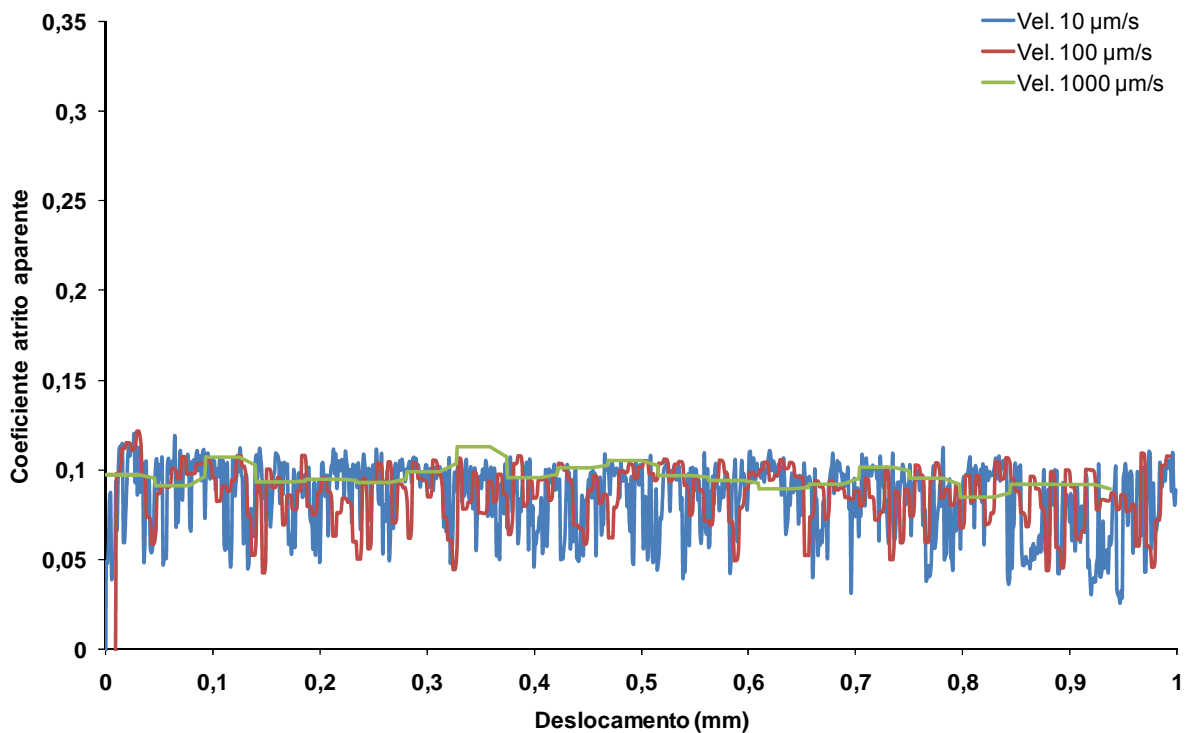


Figura 4.21 – Efeito da velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado no coeficiente de atrito aparente ao longo do comprimento de riscamento em um dos sulcos realizados com carga normal de **1 N**; penetrador com raio de ponta de 100 µm.

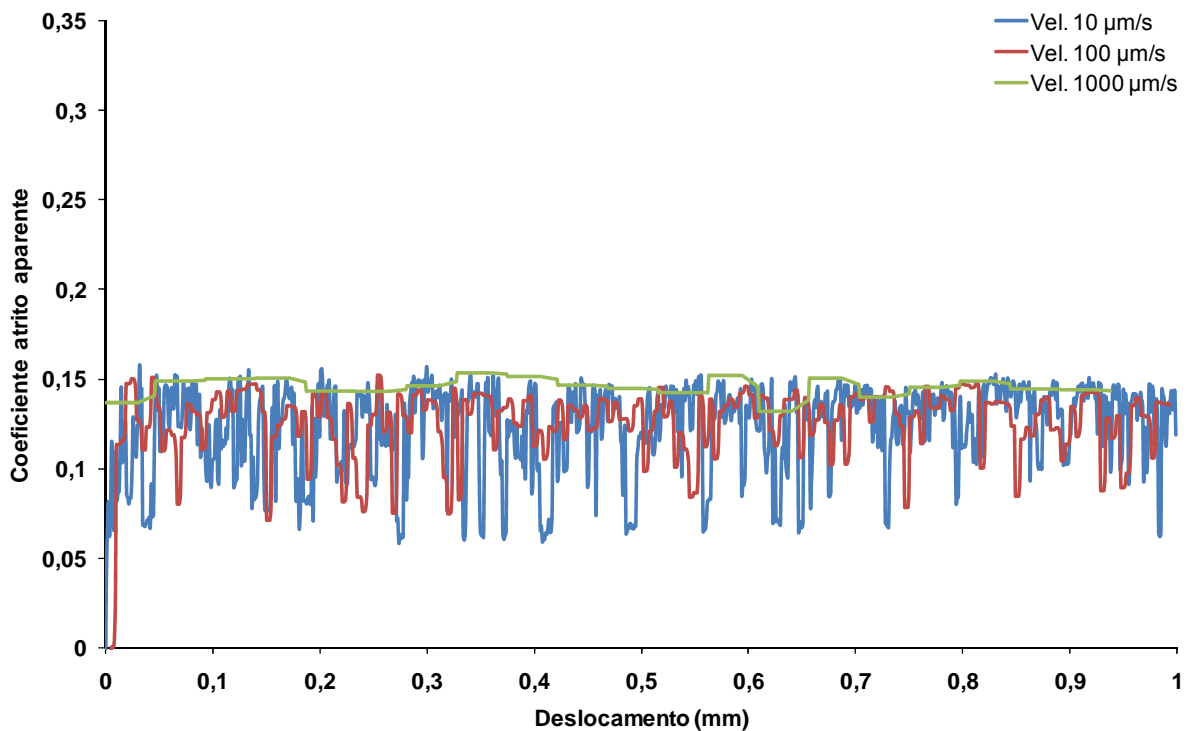


Figura 4.22 – Efeito da velocidade de riscamento para o aço ABNT 8550 beneficiado no coeficiente de atrito aparente ao longo do comprimento de riscamento em um dos sulcos realizados com carga normal de **2 N**; penetrador com raio de ponta de 100 µm.

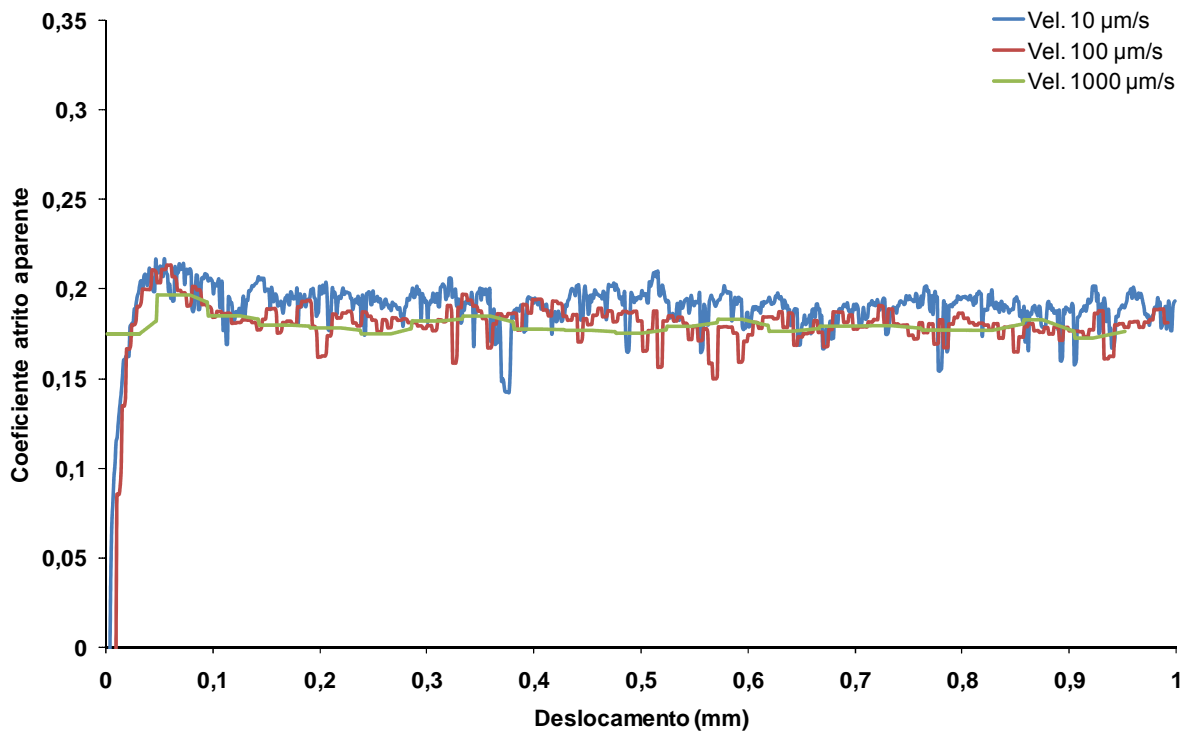


Figura 4.23 – Efeito da velocidade de deslizamento para o aço ABNT 8550 beneficiado no coeficiente de atrito aparente ao longo do comprimento de deslizamento em um dos sulcos realizados com carga normal de **5 N**; penetrador com raio de ponta de 100 µm.

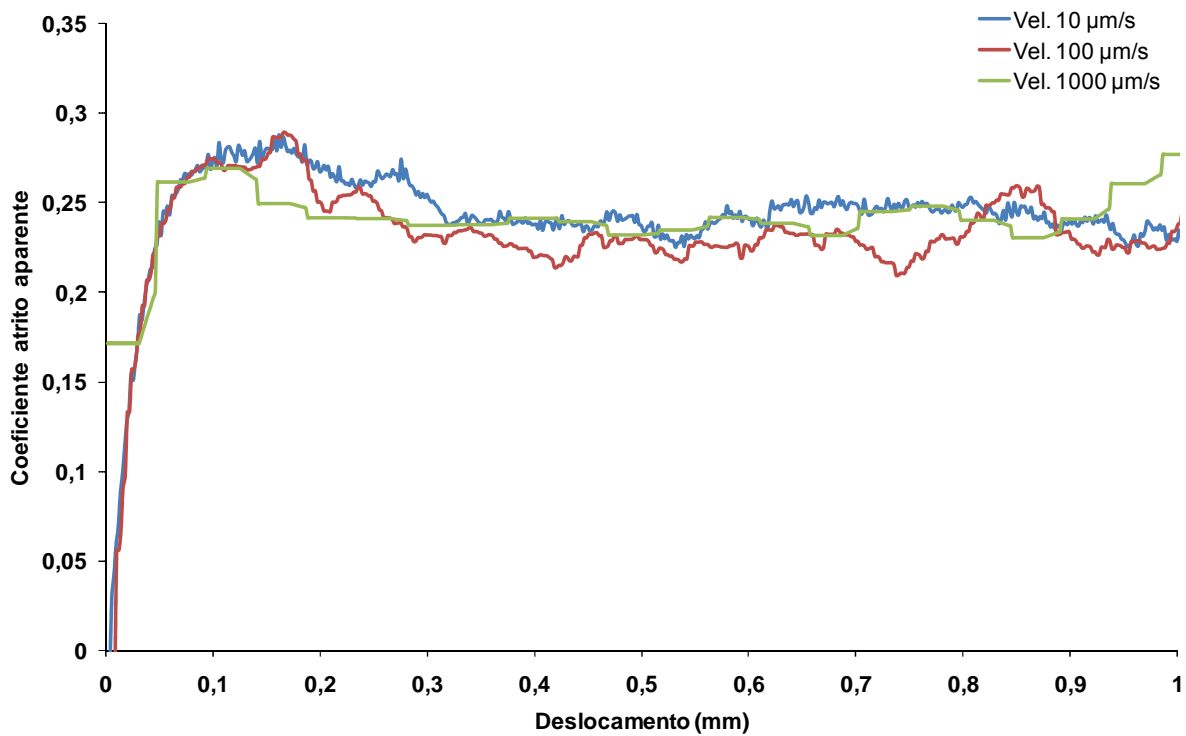


Figura 4.24 – Efeito da velocidade de deslizamento para o aço ABNT 8550 beneficiado no coeficiente de atrito aparente ao longo do comprimento de deslizamento em um dos sulcos realizados com carga normal de **10 N**; penetrador com raio de ponta de 100 µm.

Analisando os resultados do coeficiente de atrito ao longo do comprimento do risco, de modo geral, verifica-se que a variação da velocidade de riscamento, para uma mesma carga normal, praticamente não interfere nos valores de coeficiente de atrito aparente. Isto está de acordo com a terceira lei do atrito, que diz que para uma dada condição de deslizamento, a força de atrito é independente da velocidade de deslizamento (RABINOWICZ, 1995; HUTCHINGS, 1992).

Observa-se ainda das referidas figuras que, nas menores cargas e velocidades de riscamento, o coeficiente de atrito aparente apresentou uma maior oscilação ao longo do comprimento. Isto é, muito provavelmente, devido ao fato de que na velocidade de 10  $\mu\text{m/s}$  a dinâmica da movimentação do material á frente do penetrador seja melhor “percebida” pelo sensor de força tangencial. No caso da velocidade de 1.000  $\mu\text{m/s}$ , tem-se uma resposta média do sistema. Isso é plausível, uma vez que os sensores aqui empregados são do tipo resistivo (maiores tempos de resposta). Outro fator a ser considerado é a presença de picos e vales na superfície das amostras. Nesse caso, acredita-se que a topografia superficial tenha contribuído pouco para essa oscilação do valor da força tangencial (coeficiente de atrito aparente).

A Tabela 4.3 lista os valores do coeficiente de atrito aparente médio em função da carga e velocidade de riscamento. Verifica-se, que o coeficiente de atrito aumenta consideravelmente com o aumento da carga normal, em todas as velocidades de riscamento. Esse aumento do coeficiente de atrito aparente deve, muito provavelmente, estar associado ao aumento da deformação plástica, resultando numa maior contribuição da parcela relativa à deformação no valor final do coeficiente de atrito, muito embora o  $f_{ab}$  não varie significativamente, como mostrado na Fig. 4.17. Todavia, uma maior deformação plástica resulta em maior grau de encruamento, e conseqüentemente em maiores forças de deformação.

Tabela 4.3 – Coeficiente de atrito aparente médio para o aço ABNT 8550 beneficiado em função da carga normal e velocidade de riscamento; penetrador de raio de ponta de 100  $\mu\text{m}$ .

Carga (N)	Velocidade ( $\mu\text{m/s}$ )		
	10	100	1.000
1	0,088±0,003	0,088±0,002	0,101±0,004
2	0,128±0,006	0,125±0,003	0,131±0,004
5	0,183±0,004	0,178±0,001	0,178±0,001
10	0,250±0,015	0,255±0,001	0,252±0,001



A Figura 4.25 mostra o efeito da variação da velocidade de riscamento no sinal de emissão acústica ao longo do comprimento de ensaio para uma carga normal de riscamento de 10 N. Nas velocidades de 10 e 100  $\mu\text{m/s}$ , o sinal de emissão acústica apresentou uma variação ao longo do comprimento. Esses sinais podem estar relacionados com a formação de microcavacos, uma vez que a formação de trincas na presente situação não é, em princípio, esperada. No caso da velocidade de 1.000  $\mu\text{m/s}$ , o sinal acústico permaneceu no nível zero e inalterado. As razões para esse comportamento não foram identificadas.

Resumidamente, pode-se então afirmar que para o aço ABNT 8550 beneficiado, a variação da velocidade de riscamento na faixa de velocidade de 10 para 1.000  $\mu\text{m/s}$  não resultou em efeitos significativos nos resultados das propriedades tribológicas aqui estudadas.

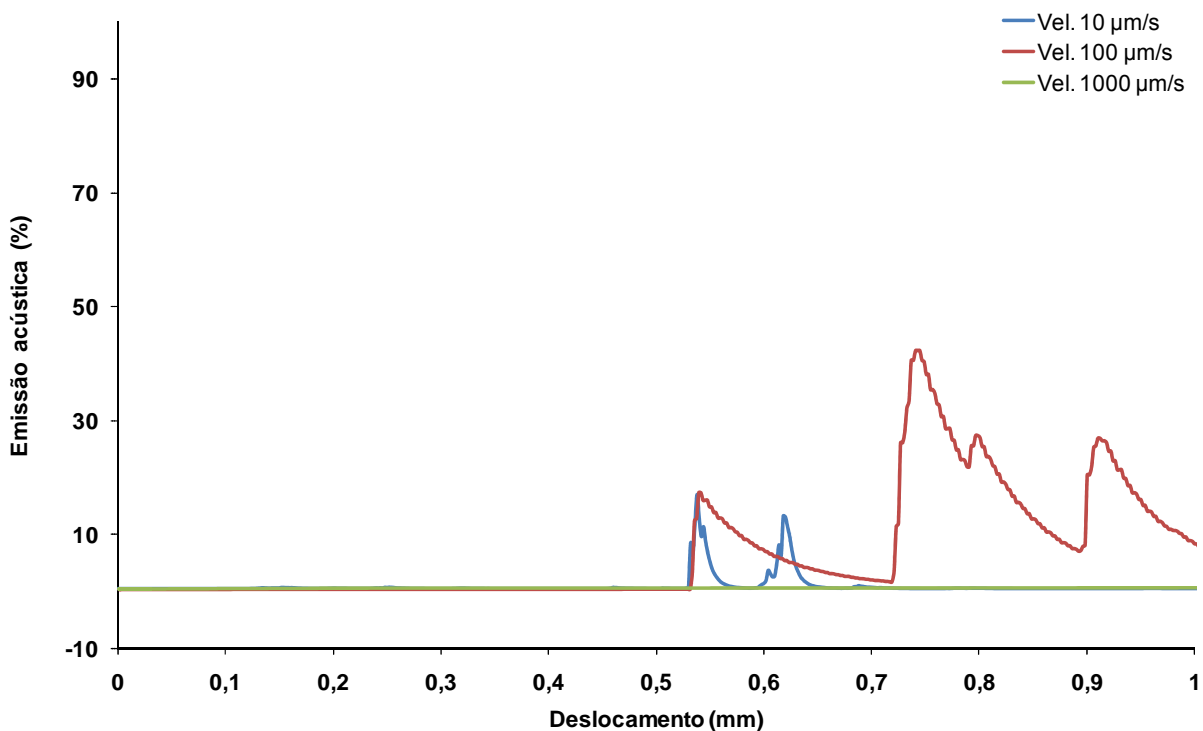


Figura 4.25 – Efeito da velocidade de riscamento no sinal de emissão acústica para o aço ABNT 8550 beneficiado em um dos riscos realizados com carga normal de **10 N**; penetrador com raio de ponta de 100  $\mu\text{m}$ .

#### 4.2.2. Resultados dos ensaios de microesclerometria retilínea com velocidade fixa

Tendo em vista que a variação da velocidade na faixa de 10 a 1.000  $\mu\text{m/s}$  não resultou em diferenças significativas nas propriedades tribológicas obtidas via microesclerometria retilínea, foram realizados ensaios com 100  $\mu\text{m/s}$ . Os resultados assim obtidos são apresentados a seguir.

#### 4.2.2.1. Avaliação da dureza ao risco

Após realização dos ensaios de microesclerometria retilínea nas amostras de aço ABNT 8550 beneficiado e no recozido, as medidas das larguras dos sulcos foram realizadas através de microscopia ótica e análise topográfica. A microestrutura do aço ABNT 8550 no estado beneficiado é martensítica revenida, enquanto o recozido tem uma microestrutura ferrítica-perlítica.

Os valores de dureza ao risco foram calculados a partir das medidas de largura dos sulcos. Uma comparação entre os valores de dureza ao risco foi realizada para os diferentes raios de ponta dos penetradores e materiais.

Uma observação que se deve fazer primeiramente é sobre a aplicação da carga de varredura de *Pre-Scan* e *Post-Scan*, citada no procedimento experimental. Como este valor de carga foi de 0,2 N devido a uma limitação que o equipamento apresentava na época da realização dos testes, o processo de riscamento também pode ser associado a um processo de riscamento múltiplo, principalmente para carga de 1 N e penetrador de raio de 50  $\mu\text{m}$ . A Figura 4.26 mostra uma imagem de MEV do final do sulco para a amostra recozida, nestas condições de ensaio. Observa-se nessa figura, que há um sulco significativo após o final do risco, deixado pelo penetrador no momento em que se fez a varredura com a carga de *Pre-Scan* e *Post-Scan*.

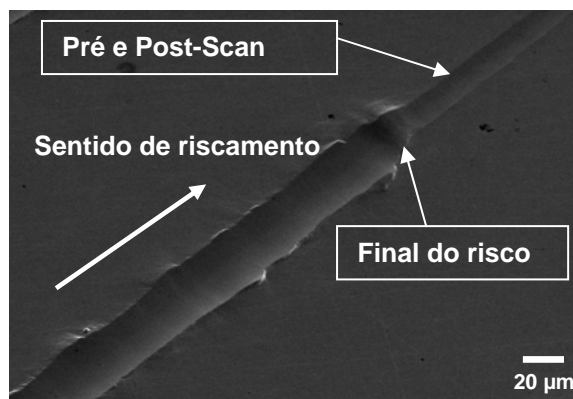


Figura 4.26 – Imagem de MEV do final do sulco, evidenciando os efeitos da carga de varredura de *Pre-Scan* e *Post-Scan* no aço ABNT 8550 **recozido**, utilizando penetrador de raio de ponta de 50  $\mu\text{m}$  e carga normal de riscamento de **1 N**.

Na Figura 4.27 são apresentados os resultados de dureza ao risco para o aço ABNT 8550 no estado beneficiado e utilizando-se como elemento riscante o penetrador Rockwell C com raio de ponta de **50  $\mu\text{m}$** .

Analisando esses resultados, observa-se que a dureza ao risco para as cargas normais de riscamento de 1 e 2 N são equivalentes. Para as cargas de 5 e 10 N, verifica-se também que os valores de dureza ao risco são equivalentes entre si, mas observa-se que os valores de Hs apresentaram uma leve queda quando comparados com os resultados

obtidos para as cargas de 1 e 2N. Este efeito deve estar associado ao efeito de escala, como mencionado anteriormente.

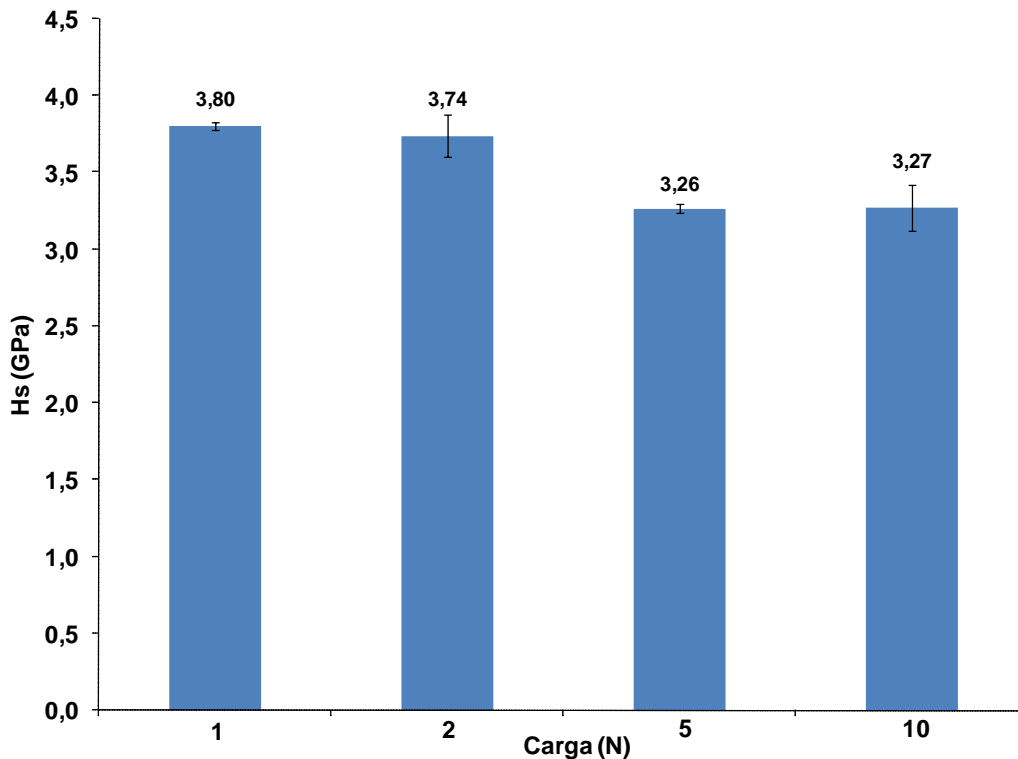


Figura 4.27 – Resultados de dureza ao risco do aço ABNT 8550 **beneficiado**, utilizando penetrador com raio de ponta **50  $\mu\text{m}$** .

A Figura 4.28 mostra imagens de MEV dos sulcos gerados com o penetrador de raio 50  $\mu\text{m}$ , quando se utilizou as cargas de 10 e 1 N. Observa-se, que o sulco gerado com carga de 10 N apresentou pequenos fragmentos de desgaste aderidos na lateral do sulco. Isso é bem menos evidente na amostra riscada com 1 N. Todavia, em ambos os casos, prevalece o mecanismo de microsulcamento.

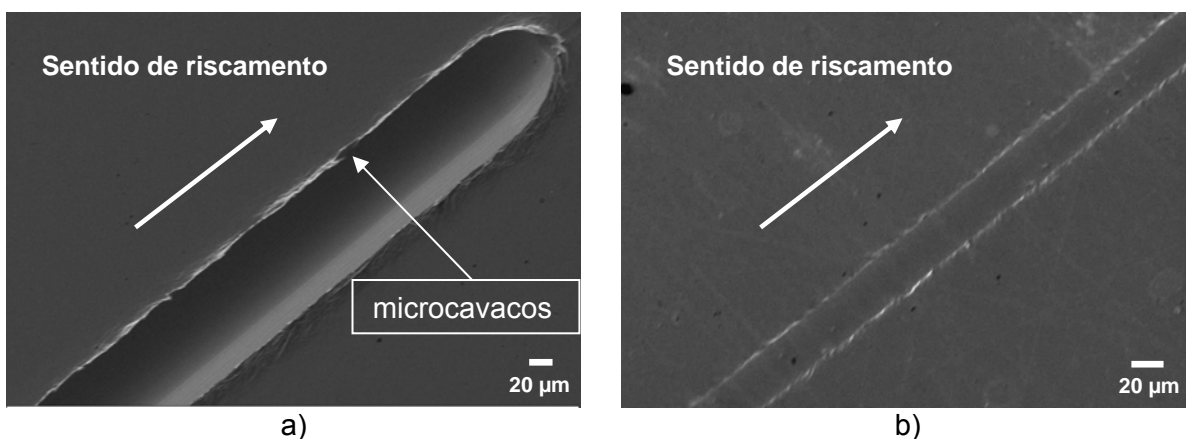


Figura 4.28 – Imagens dos sulcos gerados pelo penetrador de raio de ponta de 50  $\mu\text{m}$  no aço ABNT 8550 beneficiado, a) carga normal de riscamento de **10 N** e b) carga normal de riscamento de **1 N**.

A Figura 4.29 apresenta os resultados de dureza ao risco para a mesma amostra beneficiada, agora utilizando o penetrador Rockwell C de raio de ponta de **100  $\mu\text{m}$** . Observa-se, que, para este penetrador, os valores de dureza ao risco para as cargas normais de 1, 2 e 5 N são muito próximos. Na carga de 10 N, verifica-se um decréscimo da dureza ao risco de 3,71 para 3,33 GPa, quando comparado com a carga de 5 N, evidenciando novamente o efeito de escala. Ou seja, com o aumento da carga normal, há uma leve queda da resistência ao riscamento e, muito provavelmente, na resistência ao desgaste abrasivo desse material.

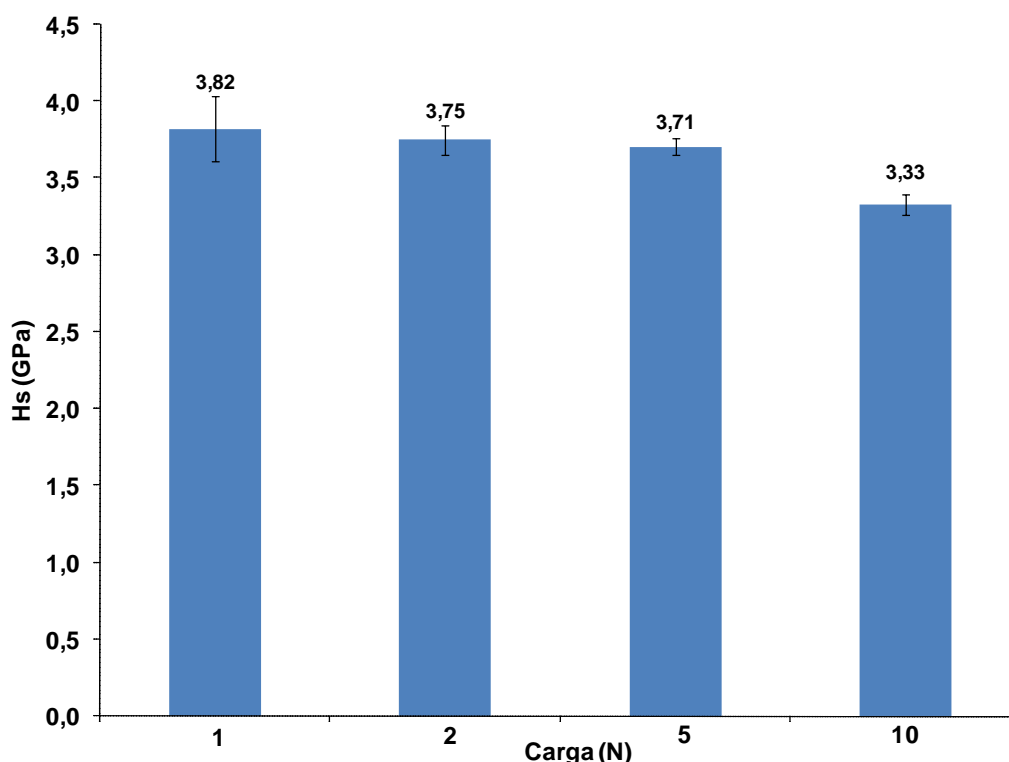


Figura 4.29 – Resultados de dureza ao risco do aço ABNT 8550 **beneficiado**, utilizando penetrador com raio de ponta **100  $\mu\text{m}$** .

Na Figura 4.30, são apresentados os valores de dureza ao risco para a amostra beneficiada, utilizando o penetrador Rockwell C de raio de ponta de **200  $\mu\text{m}$** . Verifica-se desse gráfico, que os valores de dureza ao risco são muito próximos para ambas as cargas, não evidenciando um efeito da carga normal nos valores de dureza ao risco obtidos.

A Figura 4.31 apresenta os resultados de dureza ao risco para o material beneficiado, quando se utilizou o penetrador Rockwell C de raio de ponta de 500  $\mu\text{m}$ . Os valores de dureza ao risco apresentaram muito pouca influência da carga normal. O pequeno decréscimo da dureza ao risco com a carga de 10 N é pouco significativo.

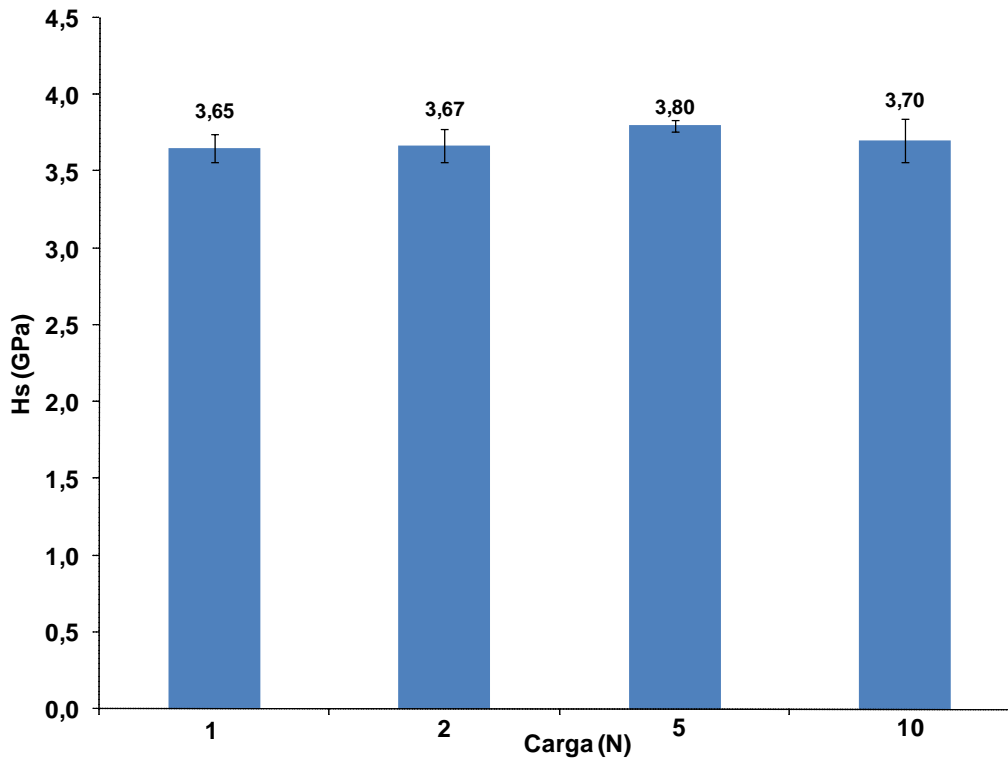


Figura 4.30 – Resultados de dureza ao risco do aço ABNT 8550 **beneficiado**, utilizando penetrador com raio de ponta **200 µm**.

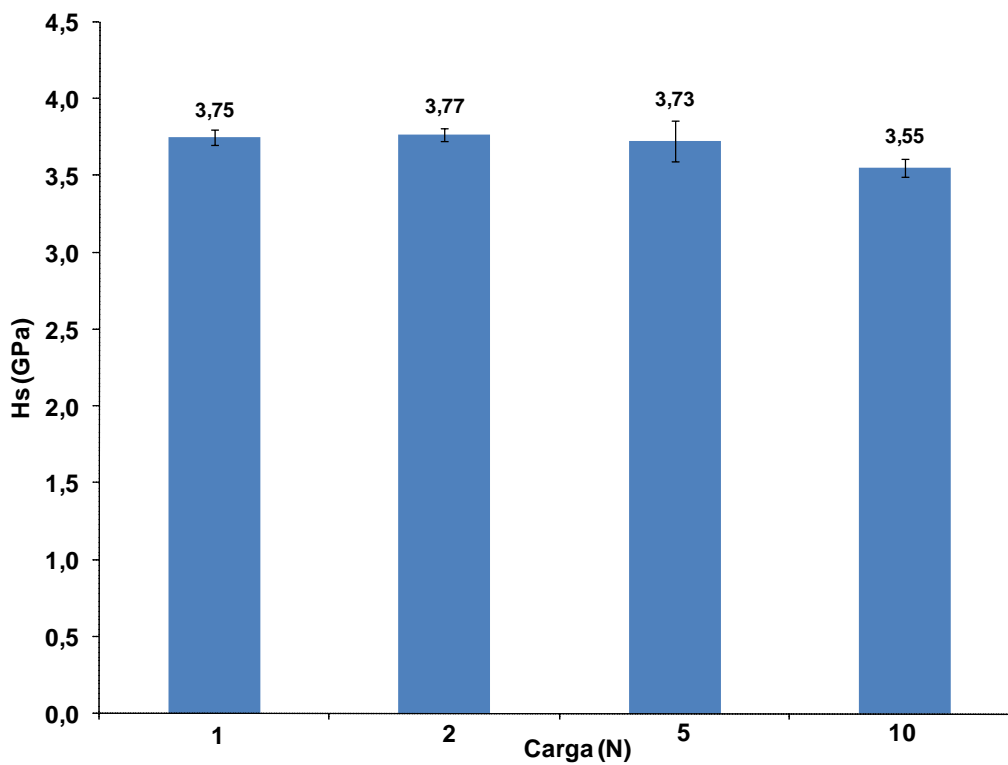


Figura 4.31 – Resultados de dureza ao risco do aço ABNT 8550 **beneficiado**, utilizando penetrador com raio de ponta **500 µm**.

# Livros Grátis

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

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

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

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

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