

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS

TESE DE DOUTORADO

COMPORTAMENTO DE UM AÇO ABNT-1020 BIFÁSICO REVENIDO QUANTO
AO ATRITO E DESGASTE

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL
DA TESE DEFENDIDA POR Sérgio João
Crnkovic E APROVADA PELA
COMISSÃO JULGADORA EM 06.08.93.
Cecilia A. C. Zavaglia
ORIENTADOR

Autor : Sérgio João Crnkovic n.º 869
Orientadora : Cecilia A. C. Zavaglia *

Annelia de Carvalho

Aprovado por,

Cecilia A. C. Zavaglia

Prof. Dr. Cecilia A. C. Zavaglia
Presidente

Augusto Eduardo B. Antunes

Prof. Dr. Augusto Eduardo Baptista Antunes

Jose Angelo R. Gregolim

Prof. Dr. José Ângelo R. Gregolim

Edson Gomes

Prof. Dr. Edson Gomes

Sérgio Tonini Button

Prof. Dr. Sérgio Tonini Button

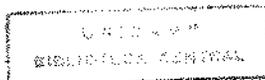
Campinas, 06 de agosto de 1993.

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS

COMPORTAMENTO DE UM AÇO ABNT-1020
BIFÁSICO REVENIDO
QUANTO AO ATRITO E DESGASTE

Sergio João Crnkovic

Tese de Doutorado apresentada à
Universidade Estadual de Campinas



Dedico este trabalho a meu pai
JOÃO CRNKOVIC (in memorium),
pelo Carinho e dedicação que
sempre me reservou.

A minha mãe ELZA, minha esposa
NEUSA e minha filha ALINE, pelo
estímulo, paciência e
colaboração.

AGRADECIMENTOS

- A professora Dra Cecilia A. C. Zavaglia, pela orientação e dedicação na realização da pesquisa.
- Aos professores Dr. Eduardo B. Antunes e Tomaz M. Hashimoto, pelas discussões e sugestões apresentadas ao autor.
- Aos professores do Departamento de Materiais e Tecnologia FEG-UNESP, Tomaz Hashimoto, Eduardo B. Antunes, Valdir A. Guimarães, Aécio Zangrandi, Carlos Kyan e Marcelo S. Pereira, pelo companheirismo e estímulos dedicados ao autor.
- Ao aluno Daysuke Yamaki, pela inestimável colaboração na execução dos ensaios.
- Aos técnicos do Departamento de Materiais e Tecnologia FEG-UNESP, Wagner A. Guimarães e João Cardoso da Silva, na fabricação e montagem do banco de ensaio.
- A técnica do Departamento de Materiais FE-UNICAMP, Rita H. B. Jacon, pela execução das microscopias eletrônicas de varredura.
- A técnica do Departamento de Mecânica FEG-UNESP, Lucia Helena de Paula, pela execução dos desenhos.
- As digitadoras da Unidade de Processamentos de Dados FEG-UNESP, Cleri de Cássia Saquetti Seabra Casella e Leila de Campos, pelo trabalho de digitação.
- A Fundação para Desenvolvimento da UNESP-FUNDUNESP, pelo financiamento dos equipamentos para o banco de ensaio.
- As empresas Villares e Brasimet, pelo material cedido e tratamentos técnicos executados.
- Ao CAPES-PICD, pela bolsa parcial concedida.
- A Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá-UNESP, pelo afastamento parcial concedido.

RESUMO

Os aços bifásicos são aços constituídos de uma microestrutura formada basicamente de ferrita e martensita que dependem da temperatura intercrítica, tempo mantido nessa temperatura, taxa de resfriamento e microestrutura antes do tratamento intercrítico.

Neste trabalho, foi produzida uma microestrutura bifásica em um aço ABNT-1020 previamente normalizado, que foi posteriormente revenido a duas temperaturas.

Os estudos experimentais de atrito e desgaste destes dois aços bifásicos revenidos, foram executados contra um aço ABNT-1020 cementado em um banco de ensaio do tipo pino-disco, devidamente instrumentado. Para a análise do desgaste, utilizou-se o volume removido em metro cúbico m^3 ou a taxa de desgaste em metro cúbico por metro de deslizamento m^3/m , como elemento de estudo do comportamento em função da carga, percurso e velocidade de deslizamento.

Do ponto de vista quantitativo, os resultados apresentados pelo coeficiente de atrito estacionário, mostraram ser influenciados pela velocidade de deslizamento e não influenciados pela carga aplicada. Os resultados apresentados pelo volume removido ou taxa de desgaste mostraram ser influenciados pela carga, percurso e velocidade de deslizamento, com diferentes comportamentos em determinadas faixas dentro da faixa de teste.

Do ponto de vista do processo de desgaste atuante, verificou-se por microscopia eletrônica de varredura, que o processo de desgaste por deslocamento plástico ocorreu em baixas cargas, percursos e velocidades de deslizamento, alterando-se para um processo de desgaste adesivo quando elevou-se o percurso e a velocidade de deslizamento e para um processo de desgaste por fragilização quando elevou-se a carga. Verificou-se de uma forma geral, a alteração do processo de desgaste quando há alterações quantitativas da taxa de desgaste.

ABSTRACT

The dual-phase steels are constituted by a microstructure formed, basically by ferrite and martensite that depend on intercritical temperature, time maintained in this intercritical temperature, cooling rate and microstructure before the intercritical treatment.

In this work a dual-phase microstructure was obtained in the ABNT-1020 steel annealing and then tempered in two temperatures. The friction and wear experiment studies of the two tempered dual-phase steels were executed against the ABNT-1020 steel cemented in a pin on disc test rig properly instrumented.

In order to analyze the wear, the behaviour of the removed volume was utilized in cubic meter m^3 as a function of the sliding distance or the wear rate in cubic meter for meter of sliding m^3/m , as a function of load and sliding velocity.

From a quantitative point of view, the results presented by the stationary friction coefficient proved to be influenced by the sliding velocity, not the applied load. The results presented by volume removed or wear rate showed to be influenced by load, distance and velocity of sliding, with different behaviours in certain bands inside the band tests.

From an acting wear process point of view, it was verified by a scanning electron microscopic, that the wearing processes occurs by plastic displacement in low loads, small distances and low sliding, velocities, changing to as adhesive wearing process when the distances and sliding velocity are raised and to a fragilization wearing process when the load is raised. In a general way, the wearing process alteration is verified when there are quantitative alterations on the wearing rate.

ÍNDICE

AGRADECIMENTOS.	i
RESUMO.	ii
ABSTRACT.iii
ÍNDICE.	iv
CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO	01
1.1. Tribologia	01
1.1.1. Impacto econômico	02
1.1.2. Fatores que influenciam as demandas tribológicas.	04
1.1.3. Futuras tendências da tribologia.	07
1.2. Aços bifásicos	08
1.3. Justificativas deste trabalho	09
1.4. Objetivos.	10
CAPÍTULO 2 - FUNDAMENTOS DE ATRITO E DESGASTE	12
2.1. Sistema tribológico.	12
2.2. Processo de contato.	14
2.2.1. Topografia superficial.	14
2.2.2. Área real de contato.	15
2.2.3. Tipos de contatos nos metais.	16
2.3. Fundamentos do atrito.	20
2.3.1. Período histórico do atrito	21
2.3.2. Novas teorias do atrito	25

2.3.3.	Comportamento do processo de atrito	28
2.4.	Fundamentos de desgaste.	33
2.4.1.	Definição de desgaste.	34
2.4.2.	Processos de desgaste.	34
2.4.3.	Medidas de desgaste.	36
2.4.4.	Mecanismo de desgaste adesivo em metais.	37
2.4.5.	Mecanismo de desgaste abrasivo	51
2.4.6.	Fatores que influenciam o desgaste abrasivo.	58
2.4.7.	Mecanismo de desgaste por fadiga	68
2.4.8.	Mecanismo de desgaste por delaminação.	71
2.4.9.	Fatores que influenciam o desgaste de aços	73
2.4.10.	Processo de formação de partículas perdidas por desgaste	87
CAPÍTULO 3 - FUNDAMENTOS DE AÇOS BIFÁSICOS.		96
3.1.	Introdução	96
3.2.	Conceitos básicos de aços bifásicos.	97
3.3.	Tratamentos térmicos intercríticos	97
3.4.	Microestruturas e morfologias.	100
3.5.	Propriedades mecânicas	102
3.6.	Revenido	104
CAPÍTULO 4 - MATERIAIS E MÉTODOS.		109
4.1.	Materiais	109
4.2.	Corpos de prova	109
4.3.	Tratamento térmicos	110

4.4.	Análise por microscopia ótica111
4.5.	Análise por microscopia eletrônica de varredura112
4.6.	Banco de ensaio de atrito e desgaste.113
4.7.	Calibração do banco de ensaio de atrito e desgaste.123
4.8.	Ensaio de atrito128
4.9.	Ensaio de desgaste129
4.10.	Medidas de desgaste.132
4.11.	Medidas de dureza relativa da superfície desgastada133
4.12.	Medidas de dureza na seção transversal da superfície desgastada.134
CAPÍTULO 5 - RESULTADOS135
5.1.	Composição química135
5.2.	Caracterização da microestrutura135
5.3.	Resultados de atrito141
5.4.	Resultados de desgaste154
5.4.1.	Resultados experimentais de desgaste para o aço ABNT-1020 normalizado156
5.4.2.	Resultados experimentais de desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido158
5.5.	Resultados de medidas de dureza.168
5.5.1.	Resultados de medidas de dureza relativa da superfície desgastada do aço ABNT-1020 bifásico revenido.168
5.5.2.	Resultados de medidas de dureza na seção transversal da superfície desgastada do aço	

ABNT-1020 bifásico revenido169
5.6. Resultados das observações microscópicas das superfícies desgastadas.170
5.6.1. Resultados das observações microscópicas para o aço ABNT-1020 normalizado172
5.6.2. Resultados das observações microscópicas para o aço ABNT-1020 bifásico, revenido a 450 ^o C.183
5.6.3. Resultados das observações microscópicas para o aço ABNT-1020 bifásico, revenido a 400 ^o C.201
 CAPÍTULO 6 - DISCUSSÕES208
6.1. Atrito estacionário para o aço ABNT-1020 bifásico, revenido a 450 ^o C208
6.2. Desgaste do aço ABNT-1020 bifásico revenido.212
6.2.1. Comportamento da taxa de desgaste do aço ABNT-1020 bifásico revenido, para várias condições impostas ao deslizamento.212
6.2.2. Processo de desgaste atuante no aço ABNT-1020 bifásico revenido, para as condições iniciais de deslizamento218
6.2.3. Processo de desgaste atuante no aço ABNT-1020 bifásico revenido, para as várias condições impostas ao deslizamento.225
6.2.4. Processo de desgaste atuante no aço ABNT-1020 bifásico revenido, em função do comportamento do volume ou taxa de desgaste232

6.3. Comportamento da dureza na superfície desgastada e abaixo da superfície desgastada para o aço ABNT-1020 bifásico revenido.238
CAPÍTULO 7 - CONCLUSÕES240
APÊNDICE A244
APÊNDICE B245
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.247
SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS.258
RELAÇÃO DE TABELAS E FIGURAS.259

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

1.1 Tribologia

Nós conhecemos bem a história de Newton adormecido debaixo de uma macieira, quando uma maçã caiu na sua cabeça. Ele despertou e estabeleceu a lei da gravidade. Como tribologistas nós podemos nos perguntar, se Newton tivesse escorregado em uma casca de banana, não teria ele reconhecido a importância na transmissão de forças entre duas superfícies em movimento relativo? Desta forma o conceito de tribologia teria nascido a 300 anos atrás |1|.

Historicamente, o estudo tribológico acompanha a história humana, mas dentre os pesquisadores que se tem notícia, foi Leonardo da Vinci o primeiro que se interessou pelo estudo do atrito, concluído experimentalmente por Amontons em 1699, seguido posteriormente por Coulomb e Euler sucessivamente |2|.

O reconhecimento do conceito de tribologia esperou até 1966, quando em março deste ano, foi enunciado pela primeira vez pelo Departamento de Educação e Ciências Britânico.

A tribologia é definida, como a ciência ou a tecnologia das superfícies que se interagem em movimento relativo. Tem sua origem na palavra grega "Tribus", significando atritamento. É o estudo do atrito, lubrificação e desgaste das superfícies, com o propósito de analisar e compreender em detalhes as interações que ocorrem entre elas, e conseqüentemente formular melhorias para cada aplicação.

O trabalho do tribologista é totalmente interdisciplinar, abrangendo a física, química, mecânica, termodinâmica e ciências dos materiais, abrangendo ainda a vasta e intrincada área de projeto de máquinas.

1.1.1 Impacto econômico

Segundo estimativas, em um terço dos recursos energéticos mundiais em uso atualmente, comparece o atrito em uma de suas formas. Isto representa uma surpreendente perda de energia para a sociedade de hoje.

Apesar de não se ter uma informação precisa de uma estimativa de perdas de energia tribológica, alguns países estimaram suas perdas energéticas.

O comitê de tribologia da Grã Bretanha, estimou em 1965, que 500 milhões de libras são perdidas anualmente em componentes desgastados. O impacto desta estimativa foi tão grande, que programas tribológicos foram estabelecidos pela indústria e pelo governo do Reino Unido [1].

Em 1978, peritos nos Estados Unidos, estimaram uma perda de energia por causas tribológicas de 4 quatrilhões de B.T.U.. Isto é equivalente a 20 bilhões de dólares, baseados no preço de um barril de petróleo a 30 dólares. Esta energia, seria suficiente para abastecer uma cidade como Nova York durante um ano [3].

Há estimativas de que a Alemanha Federal importou em 1978, 71% de estanho, 92% de chumbo, 98% de ferro, 99% de cobre e

100% de alumínio, níquel e outros materiais [4]. Em 1983, pesquisadores em tribologia na Alemanha Federal, estimaram uma perda total de 13 bilhões de libras em razão de causas tribológicas, onde os sistemas não lubrificados contribuíram com cerca de 6 bilhões de libras deste total estimado [1].

Uma estimativa conduzida na China em um período de 5 anos, mobilizou 5.000 pessoas, onde foi levantado não somente as reservas econômicas, mas também o custo destas, indústria por indústria. Estas variam de 1:40 na indústria de mineração de carvão, para 1:76 na indústria metalúrgica. Em outras palavras, para um gasto de 1.000 libras, reservas anuais de 40.000 a 76.000 libras serão economizadas.

A estimativa chinesa, foi ainda detalhada, nas minas de carvão selecionadas, as máquinas foram dispostas em 10 categorias: (1) furação; (2) perfuração de túneis; (3) mineração; (4) carregamento; (5) transportes; (6) levantamento; (7) ventilação; (8) limpeza do ar; (9) ar comprimido; (10) lavagem de carvão. O número de máquinas selecionadas nas minas de carvão, totalizaram cerca de 1 milhão. A taxa total de reservas contra a pesquisa e desenvolvimento, necessárias nas minas de carvão chinesas, foram conservativamente estimadas em 40 unidades de reserva por ano, para o gasto de 1 unidade. Esta relação investimento/reserva, é similar aquela obtida nos Estados Unidos de 1:64 [1].

Estimativas no Reino Unido, nos 23 anos anteriores a 1965, tem mostrado, que a estimativa de reservas tribológicas é da ordem de 1% do produto interno bruto, sendo significativamente

sub-estimadas. É neste momento que acreditamos que uma atenção adequada a tribologia, especialmente a educação, pesquisa e aplicação, possam levar reservas econômicas entre 1,3 a 1,6% do produto interno bruto.

Estimativas na República Federal Alemã, Canadá, China e outros países, sobre reservas econômicas possíveis em tribologia, indicam a mesma ordem de grandeza do produto interno bruto, daquelas estimadas no reino Unido [4].

O fato da tribologia ter sido identificada como objeto de grande importância em razão de sua natureza interdisciplinar, englobando física, química, metalurgia e engenharia, ela tem recebido ainda atenção insuficiente. Os Estados Unidos, um dos países mais avançados cientificamente e tecnologicamente, possui atualmente menos de 80 pesquisadores envolvidos com pesquisas tribológicas, menos de 10 departamentos oferecem cursos de tribologia e menos de 10 PhDs são formados anualmente [5].

1.1.2. Fatores que influenciam as demandas tribológicas

Após a segunda grande guerra, em todos os países tecnologicamente industriais, iniciou-se estudos nas áreas de demandas tribológicas, em razão das rápidas mudanças sociais e econômicas que se originaram.

Os projetos mecânicos foram portanto revistos, com vistas a oferecer conforto ao operador, competitividade no mercado e confiabilidade de operação. Em razão disto, a falta de conhecimento tribológico, seria retardar o desenvolvimento

tecnológico, ou mesmo parar temporariamente o desenvolvimento de certas áreas.

Os programas de pesquisa são caros, portanto foi necessário determinar quais os fatores que direcionavam as áreas de demandas tribológicas, ou seja, quais as necessidades que deveriam ser satisfeitas, como resultado de pesquisas e desenvolvimentos tribológicos.

Três fatores de direcionamento nas áreas de demanda tribológicas foram identificados [1]:

- a) confiabilidade funcional.
- b) pressões econômicas.
- c) pressões do meio.

a) Confiabilidade funcional

Devido ao grande avanço científico e tecnológico, a confiabilidade no funcionamento de mecanismos espaciais, sistemas mecânicos em condições de radiação em unidades de potência, são de vital importância, onde pequenas falhas tribológicas podem levar a resultados catastróficos.

O avanço exponencial da automação, associada a computação, estará sempre interligado a um sistema mecânico, onde uma falha tribológica afetará o benefício trazido por ele. Linhas de robôs completamente automatizados são paralisados, em razão de falhas tribológicas em seus equipamentos mecânicos de operação.

Em razão destes exemplos, a confiabilidade funcional é um fator de suma importância em relação ao produto e ao homem,

estando diretamente relacionado ao desenvolvimento tribológico do sistema mecânico.

b) Pressões econômicas

A competitividade mundial implica em se fabricar com qualidade a baixo custo. Destes, o maior responsável é o desgaste não lubrificado, onde grandes perdas econômicas estão concentradas, principalmente no manuseio e transporte de materiais. A conferência ANTI WEAR de 1988, discute em detalhes este tipo de desgaste, onde existem perdas evitáveis que encarecem o produto final.

Para se evitar em parte, o desgaste não lubrificado, estudos tribológicos em relação a novos materiais e revestimentos devem ser prioritários, com vistas a reduzir os custos de produção, produzindo-se um produto mais barato, e portanto mais competitivo no mercado.

c) Pressões do meio

A preservação e conservação de materiais é uma necessidade evidente, mas a necessidade não pode ser meramente econômica, uma vez que há necessidade de se eliminar o trabalho não social.

Processos, onde existem materiais e soluções aquosas que determinam más condições de trabalho aos operadores, deverão ser estudados.

Esforço deve ser feito, no sentido de se preservar materiais que estão se tornando cada vez mais raros e são perdidos por desgaste desnecessários. A pressão existente nesta direção, não será tão forte quanto a econômica, mas é importante não ignorá-la.

1.1.3 Futuras tendências da tribologia |1|

Não há uma linha distinta entre as áreas, indicando as futuras tendências, mas de uma forma geral a ciência dos materiais e tecnologia, tribo-monitorização e instrumentação, indicam o caminho que a tribologia deverá seguir.

O desenvolvimento de materiais que possam operar em altas condições de vácuo, em condições de radiação e altas temperaturas, mantendo suas propriedades tribológicas, são tarefas futuras em que a tribologia deverá direcionar seus esforços.

Melhorias tribológicas superficiais, pela modificação das superfícies sem alteração química por tratamentos de difusão química ou termoquímica ou alterando-se a superfície quimicamente, por impregnação de camadas superficiais, deverão ser objetos de maiores estudos tribológicos.

Aliado a eficácia dos materiais, necessita-se o desenvolvimento de sistemas mecânicos, onde a lubrificação e os lubrificantes deverão ser avaliados, relativo as altas temperaturas desenvolvidas.

Os fluídos lubrificantes para operar em altas temperaturas não poderão ser baseados em hidrocarbonetos, mas sim

em materiais sintéticos a base de fluor-éter, o poli-fenol-éter e outros, que já demonstraram eficiência em certas faixas de temperaturas.

O uso de lubrificantes sólidos é outro fato de interesse, mas para estes, serão necessários os desenvolvimentos de novos sistemas de lubrificação e aplicação.

A tribo-monitorização e o tribo-diagnóstico são os braços jovens da tribologia, onde grandes pesquisas deverão se concretizar com vistas ao seu desenvolvimento, uma vez que equipamentos específicos deverão ser projetados, de forma a se obter um rápido tempo de resposta e uma alta sensibilidade.

A tribo-informação, tem-se desenvolvido apenas a cerca de 10 a 15 anos, independente da transferência de tecnologia. Atualmente, cerca de 6.000 artigos são publicados por ano [5]. O Instituto Nacional de Padrões e Tecnologia dos Estados Unidos (NBS), possui um valioso sistema de informações tribológicas computadorizado, onde está sendo centralizada todas as informações, de forma que estas possam ser transferidas para a indústria em geral.

1.2 Aços bifásicos

O comportamento mecânico dos materiais metálicos em serviço, está intimamente relacionado com as microestruturas dos mesmos, pois estas lhes conferem diferentes propriedades mecânicas, dependendo dos processamentos impostos [6].

A redução de peso, um dos pontos básicos para a indústria automobilística na crise mundial do petróleo em 1973,

introduziu o aço bifásico como alternativa para satisfazer este requisito.

A classe dos aços bifásicos desenvolvida recentemente, tem sua microestrutura constituída basicamente, de ferrita e martensita. A morfologia destas microestruturas depende da temperatura intercrítica, tempo na temperatura, taxa de resfriamento e da microestrutura inicial antes do tratamento térmico intercrítico.

Sendo o aço bifásico, constituído de martensita distribuída em uma matriz ferrítica e sendo a martensita mais resistente do que a ferrita, configura-se uma mistura muito comum na prática, o reforço de uma matriz dúctil e de baixa resistência por um constituinte mais resistente.

O desenvolvimento tecnológico destes aços teve um grande impulso, somente nesta última década, razão pelo qual as informações sobre as suas características ainda são carentes.

Hoje, dentre os materiais de interesse tecnológico, o aço bifásico constitui-se como um dos mais importantes e promissores produtos à disposição da tecnologia moderna, sobretudo pelas inúmeras aplicações, como na indústria automobilística e fabricação de tubos e arames [7].

1.3 Justificativas deste trabalho

Estudos relacionados com aços bifásicos mostraram do ponto de vista tecnológico um aumento significativo da resistência à tração e à fadiga em flexão, quando comparado com o mesmo aço no estado normalizado. Este aumento é tanto maior quando maior a

fração volumétrica de martensita.

Este fato, motivou o estudo do desgaste de um aço ABNT-1020 com microestrutura bifásica, com vistas à avaliação do seu desempenho ao desgaste, como os processos de desgaste atuantes em razão de sua microestrutura.

A avaliação do ponto de vista tecnológico é executada por meio da taxa de desgaste em função dos parâmetros de carga, percurso e velocidade de deslizamento, fatores estes que influenciam o desgaste, determinando desta forma, faixas em que este material possa ser utilizado possuindo um maior desempenho.

O comportamento quantitativo por meio da taxa de desgaste, deve ser avaliado em relação ao processo de desgaste atuante, de forma a se caracterizar a razão de uma maior ou menor remoção de material.

1.4 Objetivos

Os objetivos deste trabalho são investigar:

1. O comportamento quantitativo, por meio da taxa de desgaste em m^3/m ou volume removido por desgaste em m^3 no contato do aço ABNT-1020 bifásico revenido contra o aço ABNT-1020 cementado, em função das condições de carga, velocidade de deslizamento e percurso de deslizamento impostas ao par.
2. O comportamento qualitativo, por meio do processo de desgaste operante na superfície no contato do aço-ABNT-1020 bifásico revenido, contra o aço ABNT-1020 cementado, em função das condições de carga, velocidade de deslizamento e percurso de deslizamento impostas ao par.

3. Relacionar as variações quantitativas do desgaste às alterações do processo de desgaste.
4. O comportamento quantitativo do atrito, no contato do aço ABNT-1020 bifásico revenido contra o aço ABNT-1020 cementado, em função das condições de carga e velocidade de deslizamento, impostas ao par.

Para se atingir estes objetivos foram necessárias as seguintes etapas:

- a) Projetar, construir e instrumentar um banco de ensaio de atrito e desgaste.
- b) Avaliar a reprodutividade dos resultados obtidos.
- c) Avaliar o melhor método de medida de desgaste.
- d) Executar os tratamentos térmicos intercríticos.
- e) Executar os ensaios de atrito e desgaste, para as várias condições impostas pré-estabelecidas.
- f) Executar as microscopias eletrônicas de varredura, para as várias condições impostas pré-estabelecidas.

Para se ter confiabilidade nos resultados obtidos, como também um elemento comparativo, todas as condições impostas ao aço ABNT-1020 bifásico revenido no par de contato, foram também impostas ao aço ABNT-1020 normalizado.

CAPÍTULO 2 - FUNDAMENTOS DE ATRITO E DESGASTE

2.1 Sistema Tribológico

Definição de um sistema tribológico [8]: Sistema tribológico é um conjunto de elementos interconectados pela estrutura e função.

- (a) **Estrutura:** - conjunto de seus elementos (A).
- propriedades relevantes dos elementos (P).
- relação entre os elementos (R).

A estrutura do sistema é representada pelo conjunto:

$$S = \{A, P, R\} \quad (1)$$

- (b) **Entradas e saídas:** Cada sistema, pode ser separado esquematicamente por um sistema envelope hipotético do meio. A conexão entre o sistema e o meio, que cortam este envelope hipotético, são classificados por:

$$\begin{aligned} & - \text{entradas } \{X\} \\ & - \text{saídas } \{Y\} \end{aligned} \quad (2)$$

- (c) **Função:** A função do sistema utilizado para um certo fim, é transformar a entrada $\{X\}$ em uma saída $\{Y\}$. A transformação T , de entradas em saídas, pode ser descrita em termos de equações matemáticas ou outros.

$$\{X\} \xrightarrow{T} \{Y\} \quad (3)$$

Baseado nas considerações anteriores, os elementos básicos de um sistema tribo-mecânico, são ilustrados pela figura 2.1.

A estrutura para o sistema tribo-mecânico, é dado pelo conjunto de seus elementos, suas propriedades relevantes e suas

interrelações, descritas por:

$$S = \{A, P, R\} \quad (1)$$

onde: $A = \{a_i\}$, a_i elementos do sistema.

(1) , tribo-elemento (móvel).

(2) , tribo-elemento (estacionário).

(3) , elemento interfacial (lubrificante, etc).

(4) , meio (atmosfera).

$P = \{P(a_i)\}$, $P(a_i)$ propriedades dos elementos.

(1) e (2), geometria, composição química, etc.

(3), viscosidade, composição química, etc.

(4), composição química, vapor de água, etc.

$R = \{R(a_i, a_j)\}$, $R(a_i, a_j)$ interrelações entre os elementos.

As interações entre os elementos do sistema tribológico, são representados esquematicamente na figura 2.2.

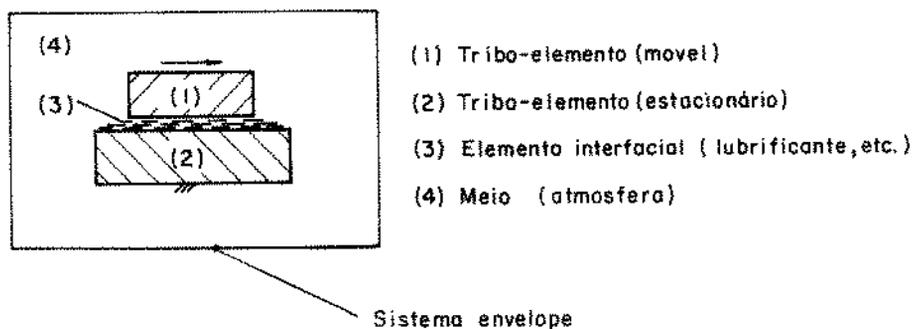


Figura 2.1 Elementos básicos de um sistema tribo-mecânico.

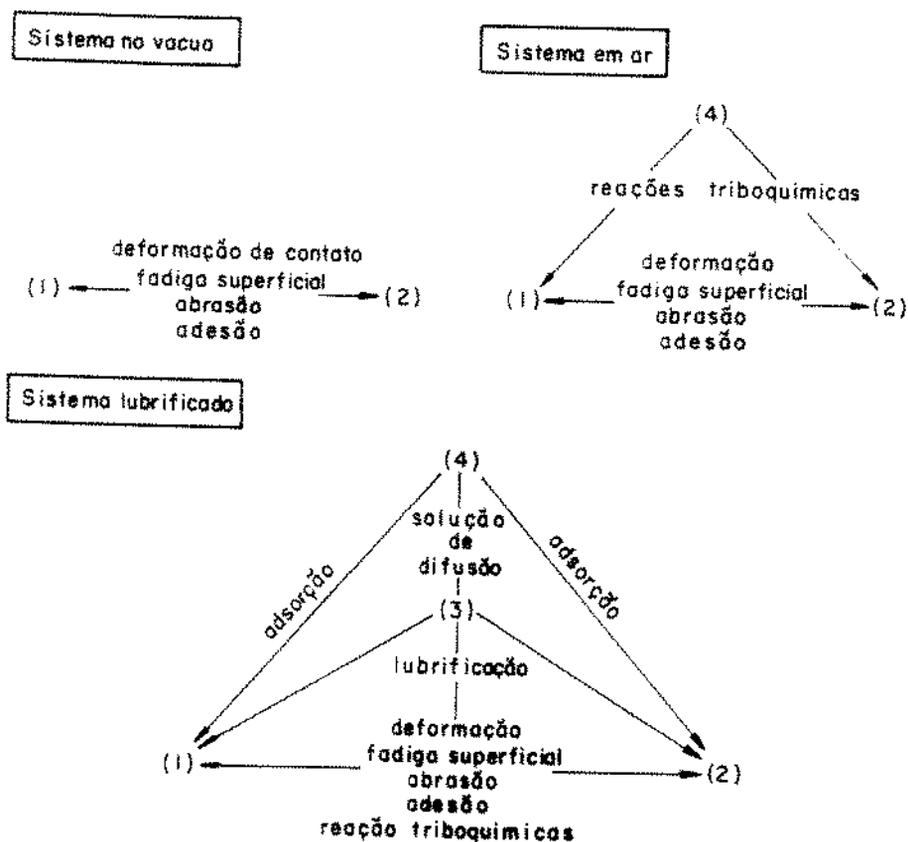


Figura 2.2. Representação esquemática das interações tribológicas.

2.2. Processo de contato

Quando dois corpos entram em contato interfacial, as forças e os deslocamentos provenientes do contato mecânico e das interações entre os materiais, influenciam o comportamento do par tribológico.

2.2.1. Topografia superficial

As superfícies trabalhadas, deixam de ser lisas,

quando observadas ao microscópio, onde são constituídas de uma infinidade de picos e vales distribuídos aleatoriamente.

A figura 2.3, ilustra esquematicamente a topografia superficial vista microscopicamente, e as características de uma seção transversal desta topografia, onde os elementos individuais da superfície rugosa são identificados por asperidades.

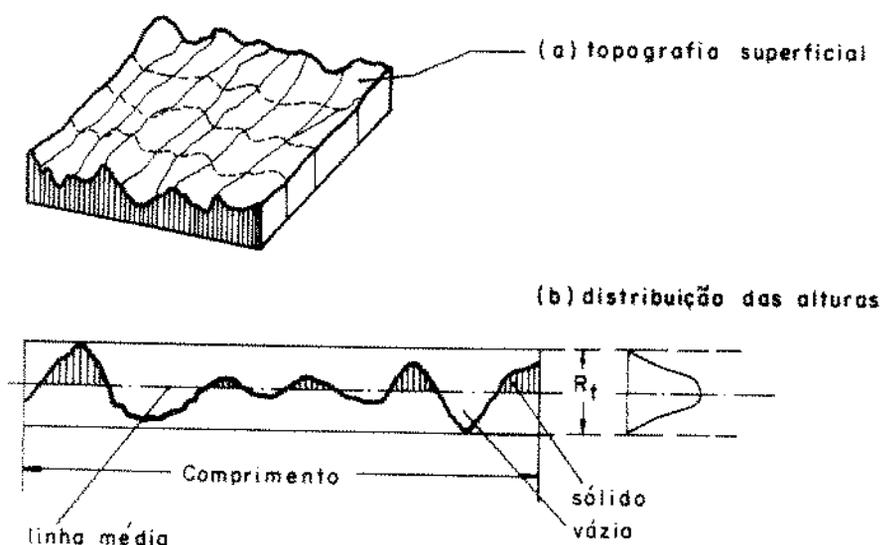


Figura 2.3 (a) Topografia superficial.

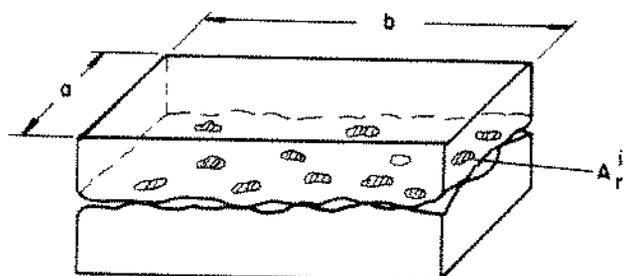
(b) Seção transversal da topografia superficial.

2.2.2. Área real de contato

Quando duas superfícies sólidas entram em contato devido a um carregamento normal, que comprime uma contra a outra, este contato é feito em três ou mais pontos que podem deformar-se elasticamente ou plasticamente.

A soma das áreas microscópicas (A_i) destes pontos de contato, é chamada área real de contato (A_r).

A figura 2.4, ilustra esquematicamente a área real (A_r) e nominal de contato (A_0).



$$A_0 = a \cdot b \gg A_r = \sum_{i=1}^n A_r^i \quad (n: \text{número de contatos})$$

Figura 2.4 Área real (A_r) e nominal de contato (A_0).

2.2.3. Tipos de contato nos metais

Quando duas superfícies metálicas entram em contato, devido a um carregamento normal, as asperidades superficiais de cada uma das superfícies fazem um contato, que depende das características mecânicas dos materiais e das características geométricas das asperidades.

a) Contato elástico nos metais

Estudos iniciais de contato elástico nos metais, foram executados por Bowden e Tabor [9] utilizando o modelo de Hertz [10], conforme ilustrado esquematicamente pela figura 2.5.

- onde: E_1, E_2 - Módulo de elasticidade
 ν_1, ν_2 - Coeficiente de Poisson
 r_1, r_2 - Raio da esfera
 F_N - Força normal
 a_H - Raio da área de contato
 w - Deformação de contato

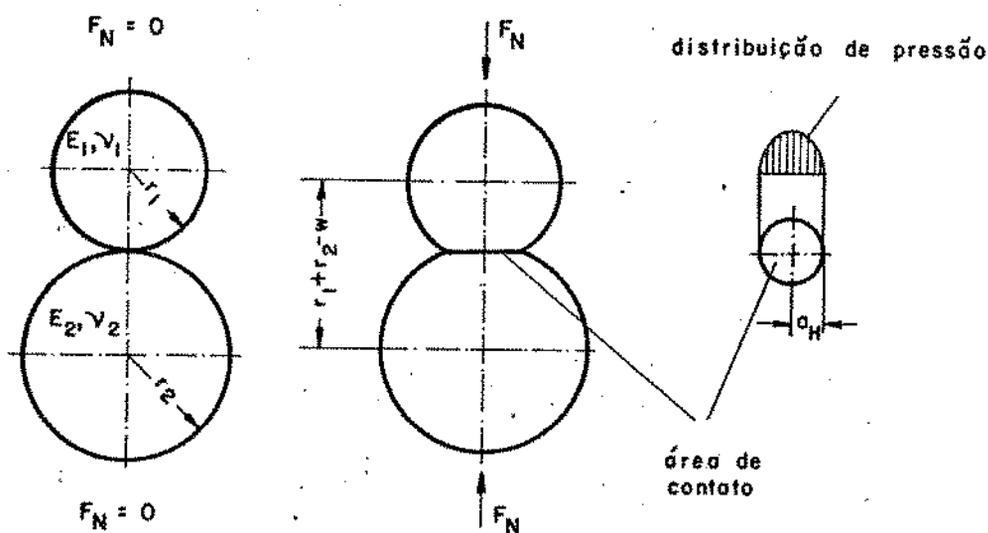


Figura 2.5 Contato Hertziano entre duas esferas [10].

A área real de contato entre as duas esferas, conforme ilustrado esquematicamente pela figura 2.5, é dada por:

$$A_r = K_1 F_N^{2/3} \quad (4)$$

onde: F_N - carga normal.

K_1 - constante relacionada ao raio da esfera e ao módulo de elasticidade dos materiais.

Se considerarmos que as superfícies sejam constituídas de asperidades distribuídas uniformemente com raio r no topo, podemos concluir que, a área real de contato deve variar com a carga normal aplicada elevada a dois terços.

Estudos de Greenwood e Tripp [11], utilizaram a teoria do contato elástico de Hertz, modelando as asperidades por esferas com distribuição Gaussiana das alturas.

Os resultados obtidos, demonstram que:

- a) O número total de microcontatos é quase sempre proporcional a carga normal F_N .
- b) O tamanho médio de um microcontato é quase independente da carga normal F_N . Isto implica que, o aumento da carga cria novos pontos de contato.
- c) A área real de contato A_r , é aproximadamente proporcional a carga F_N .

Estudos de Archard [12,13], utilizaram vários modelos para as asperidades, onde demonstra que a área real de contato é quase proporcional a carga normal F_N .

$$A_r = K_2 \left[\frac{F_N}{E} \right]^C \quad \begin{array}{l} 4/5 \leq C \leq 44/45 \\ \text{(depende do modelo)} \end{array} \quad (5)$$

onde: F_N - carga normal .

E - módulo de elasticidade.

K_2 - constante.

O modelo de Greenwood e Tripp [11], foi modificado por outros pesquisadores [14,15,16,17], onde outros aspectos, tais como o raio de curvatura não uniforme, asperidades parabolóides e superfícies anisotrópicas foram considerados.

(b) Contato plástico nos metais

• Greenwood e Willianson [18], determinaram um critério de transição elasto-plástico, chamado de índice de plasticidade, também obtido por Whithouse e Archard [19], sendo:

$$\varphi = \left[\frac{E}{H} \right] \left[\frac{\sigma}{R} \right]^{1/2} \quad (6)$$

onde: E - módulo de elasticidade.

H - dureza.

σ - desvio médio das alturas das asperidades superficiais.

R - raio médio das asperidades.

Se $\varphi < 0,6$, o contato deve ser elástico para todas as cargas.

Se $\varphi > 1,0$, parte do contato envolve fluxo plástico.

Bowden e Tabor [9], consideram que, em razão de certas asperidades possuírem pequenos raios de curvatura, o fluxo plástico deve ocorrer nas áreas de contato, mesmo sob pequenas cargas.

Ele expressou a área real de contato por:

$$A_r = \frac{F_N}{P_y} \quad (7)$$

onde: F_N - carga normal.

P_y - pressão de escoamento (dureza).

Chang e colaboradores [20], basearam-se no modelo de Greenwood e Willianson, onde consideraram a conservação do volume da deformação da asperidade. Os resultados numéricos obtidos, foram comparados com outros modelos estudados, que são puramente plásticos ou elásticos. Eles mostraram que estes modelos são casos limites do seu modelo, um modelo plástico geral. Alguns resultados obtidos por Chang e colaboradores, desviaram apreciavelmente do índice de plasticidade, em razão destes pesquisadores não considerarem a conservação do volume da asperidade.

2.3 Fundamentos do atrito

Atrito é a resistência ao movimento, quando um objeto sólido é movido tangencialmente a outro em contato ou quando um esforço é feito para produzir este movimento.

A importância do atrito está relacionada ao consumo de energia gasta durante o deslizamento. A redução do atrito pelo aperfeiçoamento do projeto, através do uso de materiais de contato mais adequados e aplicação de melhores substâncias lubrificantes, é portanto um problema da tecnologia moderna.

Deve ser mencionado entretanto, que muitos processos cotidianos são dependentes da presença do atrito, desta forma, prover estes processos de um atrito suficiente, é uma tarefa importante. Nós estamos familiarizados com processos simples,

como andar ou locomover um auto, onde baixo atrito, tornaria impossível paradas e partidas.

O atrito em certas circunstâncias, deve ser mantido alto, como é o caso em parafusos e fixadores, mas em outros deve ser mantido dentro de certos limites, nem alto nem baixo, como é o caso dos freios de um automóvel, podendo ser ineficiente para uma parada se for muito baixo ou provocar desconforto aos passageiros, se for muito alto.

Um outro problema com relação ao atrito, são as oscilações, provocando ruídos desconfortáveis, mas em outras ocasiões agradáveis, como é o caso dos instrumentos da família do violino.

2.3.1 Período histórico do atrito

Pavalescu e Tudor [21], descreveram o período histórico das teorias e leis do atrito dos séculos XVI ao XVIII, iniciando-se com Leonardo da Vinci, que atribuiu o primeiro valor de 0,25 para o coeficiente de proporcionalidade entre a força de atrito e o peso do corpo. Este valor, perdurou por quase 200 anos, quando Amontons, notificou o valor $\frac{1}{3}$ invariável para todos os materiais testados, contanto que a pressão de contato não fosse alterada.

O período mais importante em relação a pesquisa de atrito, é de 1779 a 1785, relacionado a Amontons e Coulomb, que experimentaram e formularam as leis clássicas do atrito da seguinte forma [22]:

(1) A força de atrito é proporcional a força normal aplicada:

$$F_a = \mu F_N \quad (8)$$

onde: F_a - Força de atrito.

F_N - Força normal.

μ - coeficiente de proporcionalidade.

A equação (8), define portanto o coeficiente de atrito:

$$\mu = \frac{F_a}{F_N} \quad (9)$$

(2) O coeficiente de atrito é independente da área aparente de contato.

(3) O coeficiente de atrito estático, é maior do que o coeficiente de atrito dinâmico.

(4) O coeficiente de atrito é independente da velocidade de deslizamento.

As leis clássicas do atrito, conseguiram sobreviver aos anos sem emendas significativas até os dias de hoje, e devemos portanto supor que sejam razoavelmente válidas.

Com o avanço da ciência, a maior parte das leis clássicas, tem sido consideradas incorretas, pois não se aplicam a uma ampla faixa de cargas e pares de materiais em contato.

As figuras 2.6 e 2.7, ilustram os desvios da primeira lei clássica do atrito, que em geral é bem obedecida, exceto

quando existe alta pressão, ou seja, a área real aproxima-se da área aparente. Os desvios da segunda lei clássica do atrito, são notadas em superfícies muito planas e muito lisas, em razão da área aparente de contato ser bastante próxima da área real.

A figura 2.8, ilustra o desvio da quarta lei clássica do atrito, que apresenta em certas faixas, um comportamento constante para um dado par |22|.

As considerações do atrito seco, implicam em uma análise do comportamento das propriedades dos materiais, uma vez que, a presença de lubrificante afeta as propriedades da superfície de atrito. Portanto, as condições lubrificadas, somente deverão ser executadas, quando suficiente conhecimento for adquirido em condições secas |23|.

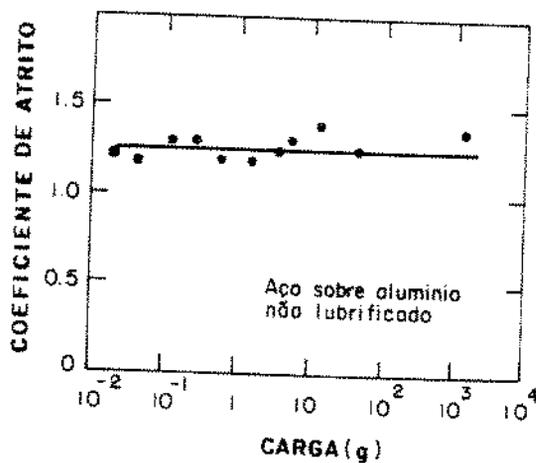


Figura 2.6 Coeficiente de atrito para o par de deslizamento aço-alumínio, em função da carga normal, sem lubrificação |22|.

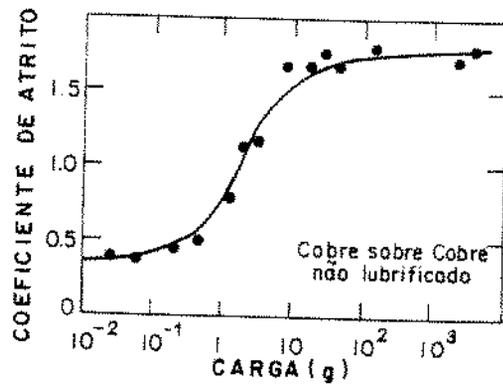


Figura 2.7. Coeficiente de atrito para o par de deslizamento cobre-cobre, em função da carga normal, sem lubrificação |22|.

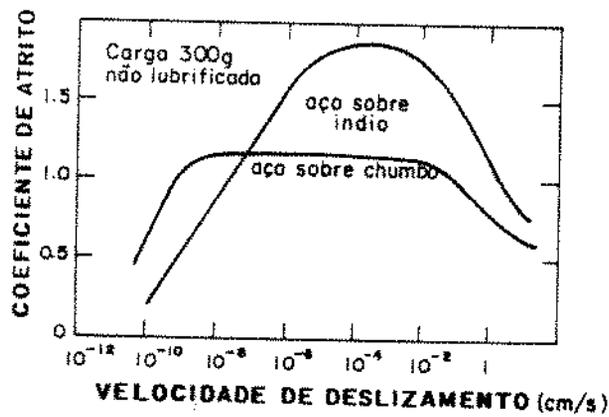


Figura 2.8. Coeficiente de atrito para o par de deslizamento aço-índio e aço-chumbo, em função da velocidade de deslizamento, sem lubrificação |22|.

2.3.2. Novas teorias do atrito

Novas teorias do atrito foram desenvolvidas à medida que o progresso no conhecimento da mecânica dos sólidos deformáveis evoluiu, onde o conceito foi considerado mas sua natureza e forma foram melhoradas.

As primeiras tentativas em se explicar o atrito, foram baseadas somente em interações mecânicas das asperidades superficiais. A razão de superfícies limpas apresentarem valores de atrito bem maiores, levou Bowden e Tabor [9], a formular a teoria adesiva do atrito.

As hipóteses básicas da teoria adesiva do atrito são:

- A carga normal é suportada por discretas asperidades, sobre a superfície de contato.
- O fluxo plástico ocorre no topo das asperidades.
- A adesão ocorre nos pontos de contato.

Das hipóteses básicas citadas, Bowden e Tabor determinaram o coeficiente de atrito como sendo:

$$\mu = \frac{\sigma}{P} \quad (10)$$

onde: μ - coeficiente de atrito.

σ - resistência ao cisalhamento das microjunções.

P- pressão de escoamento do material de menor resistência (ou dureza).

Teorias da deformação plástica e elástica, foram utilizadas por uma série de pesquisadores, com o objetivo de determinar o coeficiente de atrito de um par em contato, em

função dos módulos de elasticidade transversal e longitudinal.

Teorias mistas, que incluem a natureza mecânica-molecular, levando em consideração a adesão e a deformação, foram alvo de outros pesquisadores na determinação do coeficiente de atrito.

Mitchell e colaboradores [24] concluíram que o coeficiente de atrito é uma variável estatística e que há uma relação linear entre o coeficiente de atrito e o desgaste.

Todas as teorias desenvolvidas com o objetivo de se determinar o coeficiente de atrito, chegaram a relações complexas, com parâmetros difíceis de serem medidos em muitas ocasiões, devido a complexidade do processo de atrito [21].

Kragelskii [27] previu diferentes estágios de formação e separação de um micro-contato.

A figura 2.9, ilustra esquematicamente os diferentes estágios de formação e separação de um micro-contato.

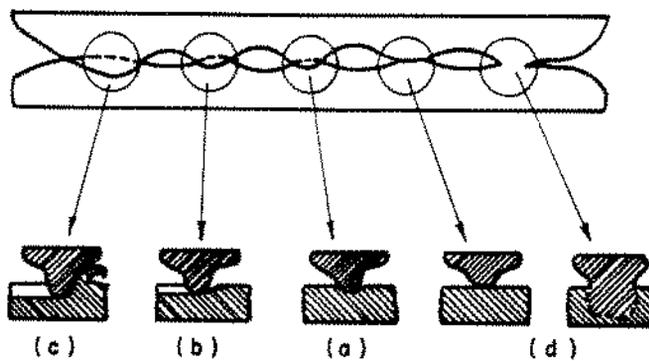


Figura 2.9 Representação esquemática de um único evento no processo de atrito [27].

A força de atrito, considerando estes diferentes estágios, será expressa por:

$$F_a = \sum F_1 + \sum F_2 + \sum F_3 + \sum F_4 \quad (11)$$

onde: F_a - força de atrito.

F_1 - resistência devido ao corte do material (c).

F_2 - resistência causada pelo deslocamento plástico ou sulcamento do material (b).

F_3 - resistência causada pela deformação elástica do material (a).

F_4 - resistência devido ao cisalhamento das junções, no local de formação ou em uma certa profundidade (d).

Com este modelo, a causa da força de atrito pode ser entendida qualitativamente [8], mas quantitativamente, somente é possível com aproximações bastante grosseiras sob condições simplificadas.

Rabinowicz [22], considera que 90% ou mais da força de atrito, é devido ao cisalhamento das junções, para o caso de deslizamento de materiais que possuem forte adesão.

Sin e colaboradores [25], analisando o deslocamento plástico produzido por protuberâncias duras sobre superfícies macias, concluíram que o coeficiente de atrito aumenta quando a deformação superficial muda de deslocamento plástico para corte.

2.3.3. Comportamento do processo de atrito

Rabinowicz |22|, classifica o processo de atrito de metais descontaminados, segundo dois comportamentos:

(a) comportamento severo

Neste caso, o coeficiente de atrito situa-se usualmente, na faixa de 2,0 a 0,9, havendo grandes flutuações instantâneas nos valores da força de atrito. A figura 2.10 ilustra esquematicamente o comportamento severo do atrito.

Uma inspeção da superfície após o deslizamento, mostra poucos traços, onde predominam pontos sulcados de uma superfície sobre a outra; estes traços são grandes e usualmente com lados aparentemente irregulares. Inspeção microscópica, apresenta grandes partículas (excede a $50\mu\text{m}$) transferidas de uma superfície para a outra.

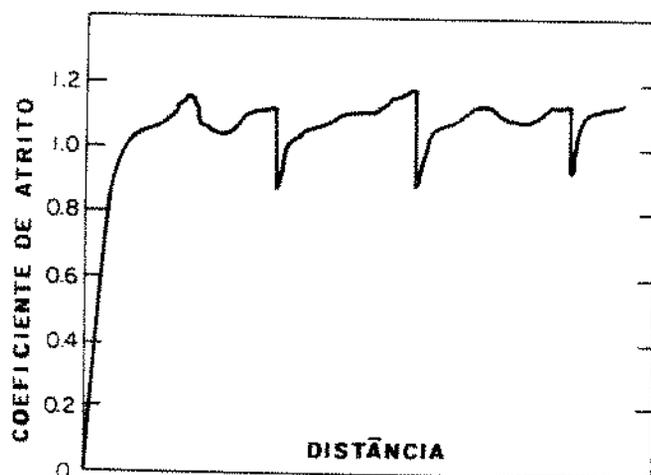


Figura 2.10 Comportamento severo do atrito |22|.

b) Comportamento moderado

Neste caso, o coeficiente de atrito é menor, usualmente na faixa de 0,3 a 0,7, sendo bastante estacionário ou com oscilações regulares do tipo "stick-slip", onde a força de atrito flutua entre dois extremos bem definidos, como ilustra a figura 2.11. A inspeção microscópica da superfície apresenta um grande numero de linhas finas, onde pequenas protuberâncias de uma superfície, sulca um traço através da outra. Pequenas partículas (da ordem de 25 μm) são transferidas de uma superfície para a outra.

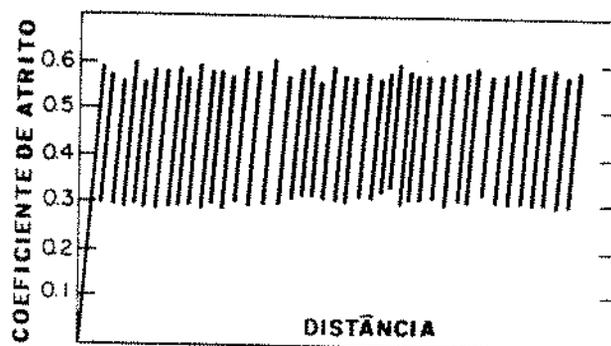


Figura 2.11 Comportamento moderado do atrito [22].

Cocherham e Symmons [26], consideraram que o fenômeno "stick-slip" ocorre por vibrações auto induzidas, introduzidas através da variação da força de atrito com a velocidade entre os corpos em contato.

Rabinowicz [22], descreve alguns fatores importantes, que caracterizam um maior ou menor atrito, entre as superfícies de deslizamento:

(a) Deslizamento entre materiais rigorosamente similares ou iguais

Como regra geral, foi descoberto que o atrito severo é característico de um par de superfícies deslizantes do mesmo material ou quando consistem de materiais rigorosamente similares, em razão da capacidade destes materiais em formar ligas ou possíveis substâncias, devido a solubilidade de um dos metais na rede do outro.

Como exemplo, podemos citar o deslizamento cobre-cobre, que proporciona alto valor de atrito, acima de 1,0, em razão do deslizamento ser entre mesmos materiais. Outro caso é alumínio - ferro ou alumínio - aço de baixo carbono, que proporciona alto valor de atrito, acima de 0,8, em razão dos metais interagirem fortemente e formarem compostos intermetálicos.

Quando os metais são não similares, e de baixa afinidade, como é o caso do par de deslizamento prata-ferro ou prata-aço de baixo carbono, o atrito é baixo, ao redor de 0,3, em razão de não formarem ligas e nem formarem compostos intermetálicos. De fato, prata fundida e ferro fundido são imiscíveis, e isto é uma indicação de incompatibilidade.

(b) Relação energia superficial - dureza

A relação quantitativa entre a energia superficial - dureza, nos proporciona uma indicação se o comportamento quanto

ao atrito para um dado par de deslizamento é maior ou menor. A figura 2.12, ilustra o comportamento do coeficiente de atrito com relação a energia superficial (W_{aa}) - dureza (P).

Nota-se, como uma regra, quando um dos metais é de baixa dureza, que as condições de deslizamento são severas, em razão da relação energia superficial - dureza ser bastante elevada.

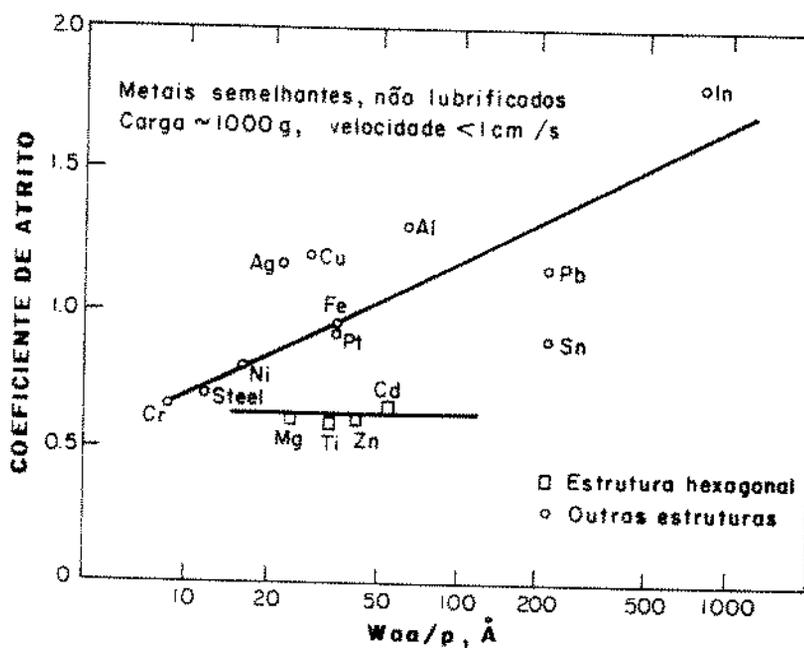


Figura 2.12 Coeficiente de atrito em função da relação energia superficial - dureza [22].

(c) Rugosidade superficial

Superfícies rugosas, não são prováveis dar altos valores do coeficiente de atrito. A figura 2.13, ilustra o comportamento do par de deslizamento cobre-cobre, em função da rugosidade superficial.

Como observado na figura 2.13, baixa rugosidade superficial, implica no crescimento da área real de contato, e alta rugosidade superficial diminui o crescimento da junção, mas aumenta a probabilidade de contato entre as superfícies de deslizamento.

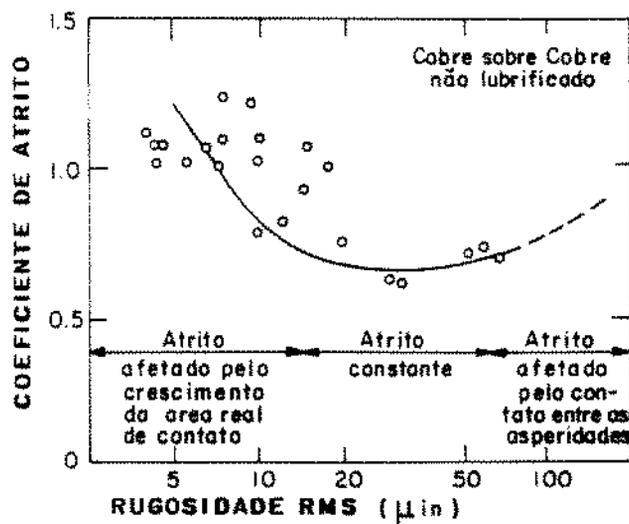


Figura 2.13 Coeficiente de atrito em função da rugosidade superficial para o par de deslizamento cobre-cobre, sem lubrificante [22].

(d) Carga

Para algumas combinações metálicas, há uma carga mínima, para o qual abaixo deste valor, o atrito severo não é encontrado. A figura 2.7, ilustra o comportamento do atrito, para o par de deslizamento cobre-cobre, e a carga mínima, onde abaixo da qual o atrito severo não é encontrado.

A carga mínima está relacionada à quebra do filme de óxido, de forma que o contato metal-metal ocorra no sistema de deslizamento. Esta carga mínima, depende da natureza do filme óxido, geometria de contato, acabamento superficial e capacidade de formação de óxido do metal.

(e) Microestrutura

Ligas de uma única fase comportam-se como metais puros, tendo propriedades de atrito do seu maior constituinte, apresentando para deslizamento entre si, alto atrito.

Ligas multifásicas, tendem a se comportar de maneira diferente e freqüentemente apresentam comportamento moderado quanto ao atrito, especialmente quando a fase menos presente é de dureza menor que a outra.

2.4. Fundamentos de desgaste

O desgaste tem sido assunto de interesse prático neste século, todavia não tem recebido a devida atenção teórica. A opinião predominante é de que é fácil substituir um componente quando está desgastado, antes que proporcionar uma vida adequada no projeto. Isto pode ter sido verdadeiro no passado, entretanto, no presente clima econômico é uma prática dispendiosa.

2.4.1. Definição de desgaste

Dentre as várias definições de desgaste podemos citar [28]:

- (a) DICIONÁRIO: "enfraquecimento pelo uso".
- (b) ASLE (Sociedade Americana de Engenheiros de Lubrificação): "remoção de material por ação mecânica"
- (c) OECD (Organização para cooperação econômica e desenvolvimento): "perda progressiva de substância da superfície de um corpo em operação, ocorrendo como resultado de movimento relativo na superfície".

Tais definições, não são precisas, uma vez que o fluxo plástico pode ocorrer, e que todas as definições são aproximadas e algumas imprecisões ocorrem. Para tal pode-se adotar a definição como, "remoção não necessária de material por ação química ou mecânica", como a mais representativa [28].

2.4.2. Processos de desgaste

Os processos de desgaste, não tem sido claramente estabelecidos. Há vários investigadores, que têm sua própria versão de como estes ocorrem. Não há uma concordância unilateral, mas todos concordam que uma superfície plana, não é realmente plana, e sim composta de asperidades distribuídas sobre esta superfície.

A deformação das asperidades ocorrem, até que a área real de contato seja suficiente para suportar a carga. A quantidade de asperidades deformadas está relacionada a resistência dos dois materiais em contato, e inclui a deformação plástica e elástica.

Se uma carga tangencial é aplicada a estas duas superfícies em contato, ocorre um processo de remoção de material, que pode ser classificado por [28]:

(a) Processo de desgaste adesivo

É definido como desgaste por transferência de material de uma superfície para outra durante o movimento relativo, devido a formação de junções na fase sólida. As junções adesivamente formadas, são cisalhadas e parte do material menos resistente é transferido ou pode permanecer entre as superfícies como resto de desgaste.

(b) Processo de desgaste abrasivo

É definido como desgaste por retirada de material, causado por protuberâncias duras ou partículas duras.

(c) Processo de desgaste por fadiga

É definido como sendo, a remoção de material da superfície, proveniente da variação cíclica de carga.

(d) Processo de desgaste erosivo

É definido como sendo a perda de material de uma superfície sólida, devido ao movimento relativo de um fluido em contato, que contem partículas sólidas.

(e) Processo de desgaste corrosivo

É definido como sendo o desgaste em que reações químicas ou eletroquímicas com o meio predominam.

2.4.3. Medidas de desgaste

Dentre os métodos de medidas de desgaste, podemos citar [28]:

(a) Método da pesagem

Este é um dos processos mais simples de detectar o desgaste, pois permite verificar imediatamente a quantidade de desgaste de forma numérica pela pesagem do corpo de prova, antes e após o ensaio. São necessárias balanças precisas, uma vez que, as mudanças de peso devido ao desgaste são da ordem de poucos miligramas.

Se o material em teste absorve líquido do meio, é particularmente importante admitir este efeito, isto é importante não somente em testes de desgaste lubrificado, mas também em condições secas, quando a umidade atmosférica pode mudar.

(b) Medidas óticas de mudanças nas características superficiais

É a observação periódica de alguma característica superficial de geometria conhecida e deduzir mudanças em volume de tais observações. Estas características podem ser ranhuras, cones, etc, na extremidade do pino.

(c) Uso de traços radioativos

Este procedimento consiste na detecção de radioatividade no lubrificante ou sobre a superfície de atrito não radioativa pelo deslizamento sobre um elemento radioativo.

(d) Coleta dos restos de desgaste

A quantidade de desgaste pode algumas vezes ser estimada simplesmente pela coleta dos restos de desgaste. Este é entretanto, um método não tão simples e nem tão confiável.

(e) Método de medida do corpo de prova

Este método consiste em se medir o corpo de prova antes e após o ensaio de desgaste, utilizando-se equipamentos que possuam precisão da ordem de décimos de micras.

2.4.4 Mecanismo de desgaste adesivo em metais

Sob condições normais de uso, as superfícies metálicas

não se aderem quando colocadas em contato [29], exceto em circunstâncias especiais. Isto é considerado usualmente, devido à composição real de uma superfície metálica [8], que pode ser caracterizada como sendo composta de duas camadas, conforme ilustrado pela figura 2.14.

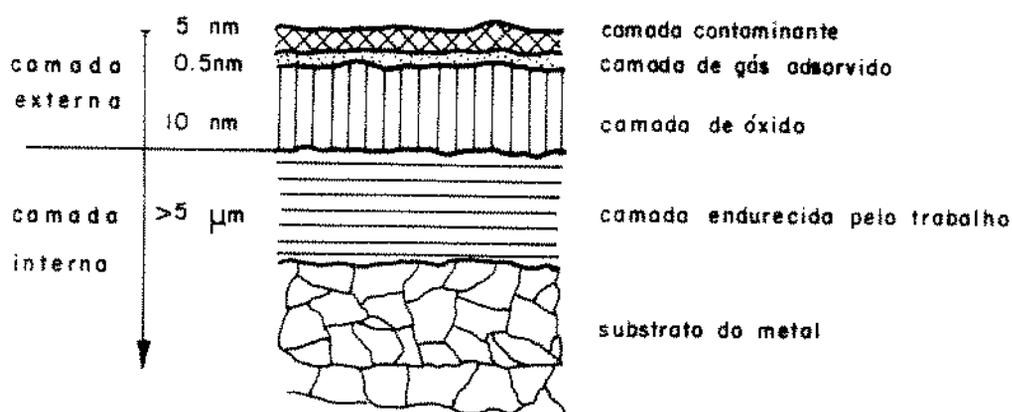


Figura 2.14 Representação esquemática da composição de uma superfície metálica [8].

A camada metálica externa é composta por uma camada de óxido, uma camada de gás adsorvido e uma camada de contaminantes, com espessuras de 10nm e 5 nm respectivamente.

A camada superficial metálica interna é composta por uma camada endurecida pelo trabalho, de espessura maior que 5 nm e o metal base.

As duas camadas superficiais metálicas citadas, dependem do processo de preparação da superfície, do meio e das propriedades do material metálico.

Considerando-se que duas superfícies metálicas sejam

colocadas em contato por uma carga puramente normal, as interações entre as duas superfícies dependem das propriedades físicas e químicas do metal, da extensão do carregamento e das características da camada contaminante presente [29].

Considerando-se que duas superfícies metálicas limpas, sejam colocadas em contato por uma carga puramente normal, as superfícies vão se tocar em micro pontos discretos, cuja soma será a área real de contato.

No processo de contato, além da deformação elástica das asperidades, forças superficiais podem agir através da interface, resultando em ligações interfaciais que resultam na geração de junções adesivas [30].

Considerações primitivas do mecanismo da adesão [22], indicam que estas junções são produtos da soldagem das asperidades, termo usualmente utilizado para juntas produzidas em altas temperaturas, acompanhadas por interdifusão e recristalização de material próximo a interface original dos átomos superficiais dos dois metais.

Em contraste a estas considerações, no mecanismo adesivo, a temperatura na região real de contato pode ser completamente baixa e a interdifusão atômica e recristalização, podem estar ausentes. A figura 2.15, ilustra esquematicamente uma junção soldada e uma junção adesiva.

Teoricamente, no mecanismo da adesão, as forças de interação adesivas entre dois corpos em contato, incluem todos os tipos de interações que contribuem para a coesão dos materiais sólidos, tais como ligações metálicas covalentes e iônicas, ou

seja, ligações fortes de curta distância e ligações fracas de longa distância ou de Van der Waals.

A figura 2.16, ilustra esquematicamente os tipos de ligações que podem ocorrer no mecanismo adesivo de dois sólidos limpos em contato.

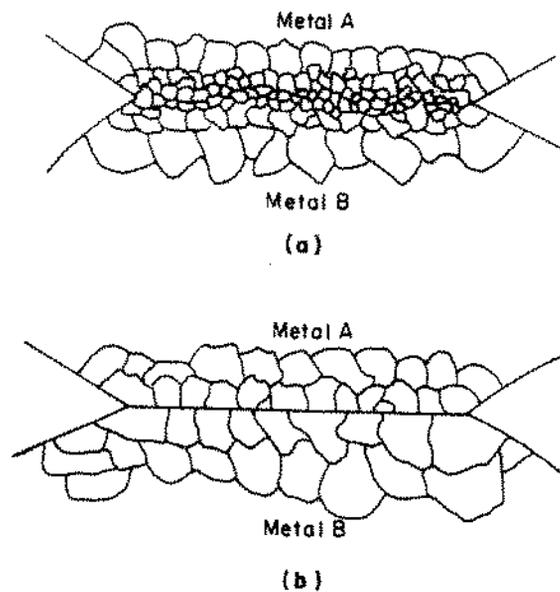


Figura 2.15 Representação esquemática: (a) Junta típica soldada, (b) Junta típica adesiva [8].

Como exemplo, podemos citar o contato de duas superfícies limpas de ouro, solicitadas por uma força puramente normal. Formam-se ligações na região de contato atômico, onde a interface terá a resistência do substrato de ouro. Em outros materiais em contato, teremos dependendo de sua natureza (metal, cerâmico ou polímero), a formação de ligações covalentes ou de Van der Waals.

Estudo sobre interação adesiva [33], levantou hipóteses de que para metais similares, a resistência das ligações adesivas deve aumentar com a tabela periódica da esquerda para direita no sentido dos metais de transição, metais nobres e metais do subgrupo B.

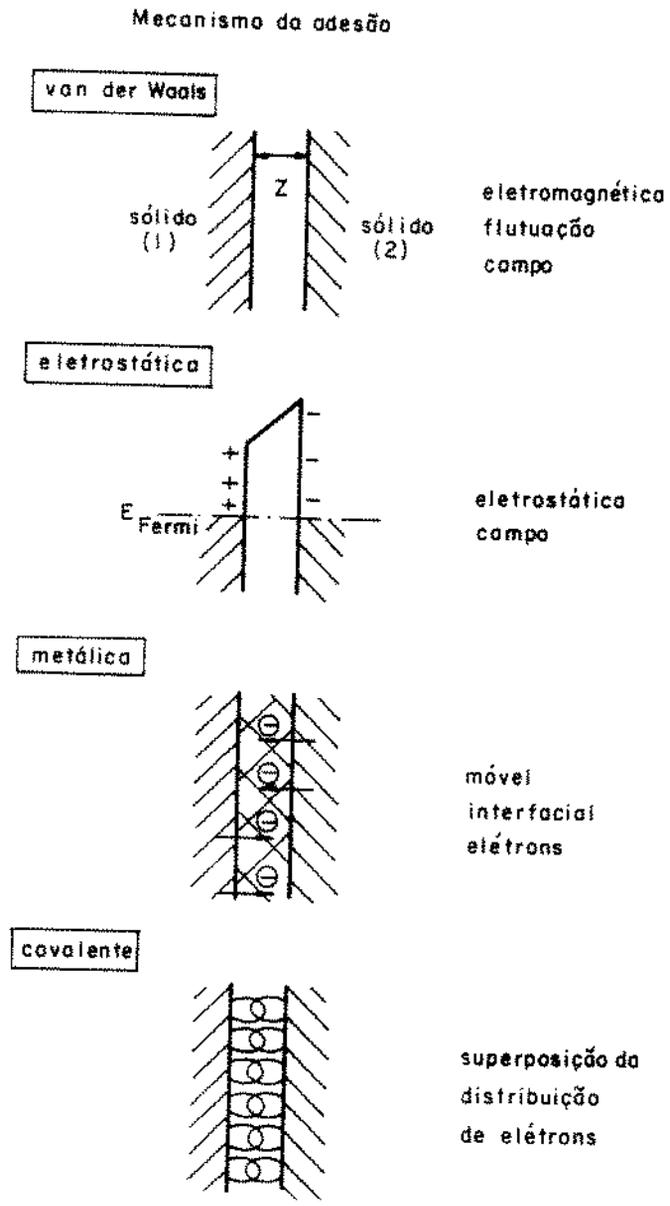


Figura 2.16 Tipos de ligações do mecanismo da adesão [8].

Outros estudos [31] levam a generalização de que interações de Van der Waals ocorrem em qualquer tipo de átomos e moléculas, podendo portanto ser suposto, que forças adesivas de Van der Waals ocorrem entre todos os materiais que são colocados em contato abaixo de distâncias de poucos nm. Abaixo de 1 nm, em dimensões atômicas, forças de curta distância de diferentes tipos entram em ação dependendo da natureza dos materiais em contato.

Embora o mecanismo da adesão seja essencialmente o resultado de forças de ligação interfacial, deve ser levado em consideração que este pode ser influenciado pelos seguintes fatores adicionais [30]:

- (a) Comportamento elasto-plástico do conjunto, determinando o tamanho da área de contato, em que as forças superficiais são capazes de agir.
- (b) Influência da tensão elástica, agindo na separação do contato.
- (c) Presença do filme superficial, que pode reduzir as forças de adesão.

Experimentalmente, a interação adesiva entre dois sólidos que estão em contato sob uma carga puramente normal é determinado, medindo-se a força necessária para a separação das superfícies.

$$a = \frac{F_A}{F_N} \quad (12)$$

onde: a - coeficiente de adesão.

F_A - força de adesão.

F_N - força normal.

Um trabalho experimental [29], mostrou claramente que uma forte adesão pode ser obtida entre superfícies metálicas, que tenham sido limpas por aquecimento em altas temperaturas e em alto vácuo. Esses experimentos foram realizados com cargas relativamente elevadas, de forma que a superfícies sofram deformações plásticas.

Da mesma forma, sob condições de contato plástico combinado com a ruptura da camada contaminada superficial, revelou-se a correlação do coeficiente de adesão com várias propriedades volumétricas dos metais, aplicando-se o método compressão-torção, para obter-se a ligação em condições atmosféricas normais [32].

Os resultados experimentais são apresentados pela figura 2.17, onde o coeficiente de adesão médio para vários metais é determinado em função da dureza para várias estruturas cristalinas.

Os resultados apresentados pela figura 2.17, para o coeficiente de adesão médio em função da dureza Vickers e estruturas cristalinas dos metais, apresentam características básicas:

- (a) O coeficiente de adesão médio decresce com o aumento da dureza.
- (b) O coeficiente de adesão médio varia com a estrutura cristalina dos metais.

Quando dois metais de baixa dureza são colocados em contato por um carregamento puramente normal, há uma forte adesão. Este fato não é observado quando os dois metais são duros.

Para explicar o fato da baixa adesão no contato normal entre dois metais duros, foi proposto o modelo ilustrado pela figura 2.18 |32|.

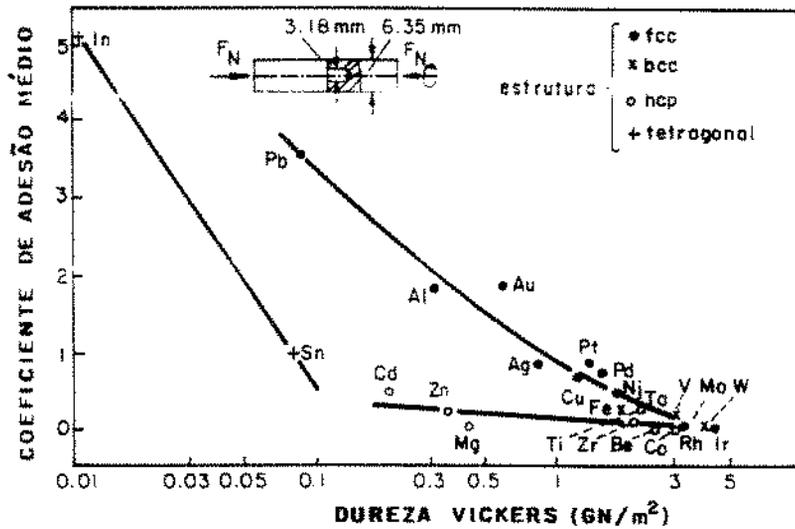


Figura 2.17 Relação entre o coeficiente de adesão médio e a dureza vickers de vários metais com várias estruturas cristalinas |32|.

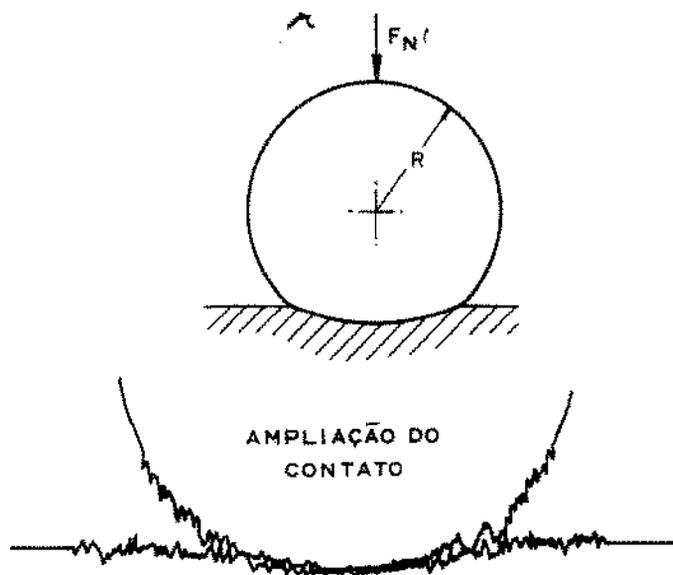


Figura 2.18 Modelo teórico para o estudo da influência da deformação elástica sobre o mecanismo de adesão de metais duros |29|.

Se dois metais duros são colocados em contato por um carregamento puramente normal, a carga inicialmente é suportada por pequenos pontos de contato, que são as asperidades pontes, que são severamente endurecidas pelo trabalho de deformação. Quando a carga é removida, uma mudança elástica na forma da interface ocorre e as pontes periféricas são sujeitas a uma tração. Isto provoca a quebra destas pontes periféricas, de forma que, somente uma pequena proporção da área original permanece em contato após a carga ser removida.

Se o experimento acima é executado em condições que permitam o adequado recozimento da junção interfacial endurecida pelo trabalho de deformação, o recobrimento elástico é eliminado, mantendo as pontes periféricas, e portanto, uma maior área de contato, e desta forma uma maior adesão |29|.

A figura 2.19, exhibe esquematicamente os sistemas de escorregamento observado em cristais, onde um cristal cúbico de face centrada (C.F.C.) exhibe 12 possíveis sistemas de escorregamento; um cúbico de corpo centrado (C.C.C.), exhibe 12 sistemas de escorregamento principais e 36 sistemas de escorregamento secundários, que necessitam altas tensões de cisalhamento para produzir o escorregamento. Com metais hexagonais compactos (H.C.), existem 3 sistemas de escorregamento, de forma que, o escorregamento limitado nos metais hexagonais indicam que estes exibem menor área de contato e portanto menor adesão, quando comparados aos metais C.F.C. e C.C.C. |22|.

Resultados de pesquisas da adesão em metais puros, limpos por aquecimento em altas temperaturas em alto vácuo [29], indicam que se estas superfícies forem sujeitas a uma carga puramente normal a temperatura ambiente, a junção entre elas é usualmente quebrada por uma força de cerca de 1/4 da carga normal aplicada.

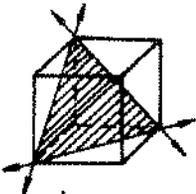
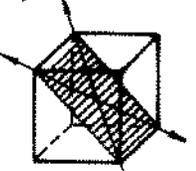
Estrutura	Plano de deslizamento	Direção de deslizamento	Número de sistemas de deslizamento	
FCC Cu, Al, Ni, Pb, Au, Ag, γ Fe, ...	{111}	$\langle 110 \rangle$	$4 \times 3 = 12$	
BCC W, Mo, α Fe, β Latão, ...	{110}	$\langle 111 \rangle$	$6 \times 2 = 12$	
	{211}	$\langle 111 \rangle$	$12 \times 1 = 12$	
	{321}	$\langle 111 \rangle$	$24 \times 1 = 24$	
HCP Cd, Zn, Mg, Co, ...	{0001}	$\langle 1120 \rangle$ (deslizamento basal)	$1 \times 3 = 3$	

Figura 2.19 Sistemas de deslizamento em cristais [30] .

Contudo, se uma força tangencial for aplicada e removida, a força normal subsequente necessária para quebrar a junção é marcadamente superior. Análise fotomicrográfica, mostra que a área real de contato entre as superfícies metálicas foi aumentada.

A figura 2.20, relaciona a força tangencial aplicada e a força normal necessária para a separação das superfícies dos metais indicados, sem um deslocamento macroscópico da amostra, ou seja, sem deslizamento relativo das superfícies.

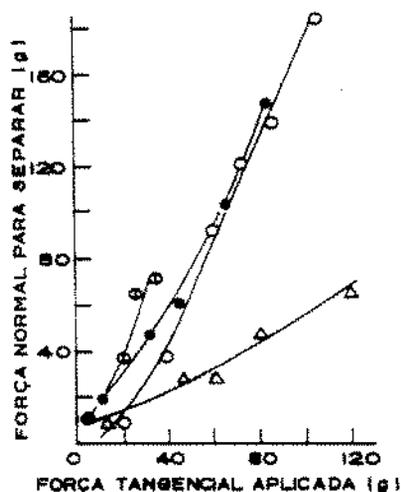


Figura 2.20 Relação entre a força normal de adesão de metais limpos e a força tangencial aplicada: \odot ouro; \bullet níquel; \circ platina; Δ prata [29].

No caso de metais não similares, as ligações adesivas dependem de aspectos adicionais, tais como níveis de Fermi, densidade de elétrons em ambos os elementos em contato e outros [30]. Foi observado, que fortes adesões podem ser obtidas por metais não similares que não tenham solubilidade mútua [33].

Considerações importantes sobre o mecanismo da adesão:

(a) Crescimento da junção adesiva

Quando dois corpos sólidos são colocados em contato, o fluxo plástico ocorre nos pontos reais de contato, até que a área seja suficiente para suportar a carga aplicada. A adesão é a

medida da resistência à tração da junção. Quando uma pequena carga tangencial é aplicada [34], uma pequena tensão de cisalhamento é suficiente para iniciar um fluxo tangencial, desde que a junção já esteja plástica sob a carga normal. O pequeno deslocamento, resulta em um fluxo adicional ao redor da região de contato, e a área da junção é aumentada. Conseqüentemente, há um contínuo aumento na área real de contato, com correspondente aumento da adesão. Este processo continua até que taxa de aumento da força tangencial é maior do que o aumento da junção, ocorrendo portanto o deslizamento.

A validade destes resultados, foram provados experimentalmente para superfícies limpas, isto é, ocorreu alta adesão.

Através da lubrificação limite, tem-se ligações adesivas interfaciais menores, mas o crescimento das junções podem ser observados através de deslizamentos tangenciais [8], conforme ilustrado pela figura 2.21, onde A_{r_0} e A_r são respectivamente as áreas reais, antes e após o deslizamento tangencial.

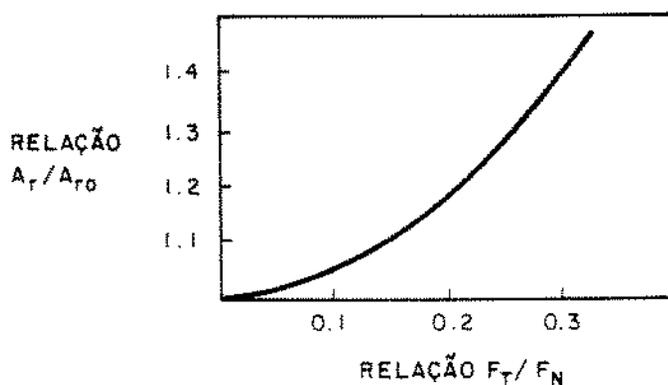


Figura 2.21 Crescimento da junção sob forças combinadas normal e tangencial [8].

(b) Aspecto quantitativo da adesão

Quando dois sólidos são colocados em contato, eles estão primeiro sujeitos a forças de longa distância de Van der Waals. Em distâncias de cerca de 1nm, forças de curta distância entram em ação na área real de contato, sendo que o tipo depende da natureza das superfícies. Assim, forças adesivas fortes podem ocorrer com a devida dispersão dos contaminantes superficiais e crescimento das junções. No sentido de que o desgaste ocorra, a fratura deve acontecer na interface ou na subsuperfície de um dos materiais. Esta situação é ilustrada esquematicamente pela figura 2.22.

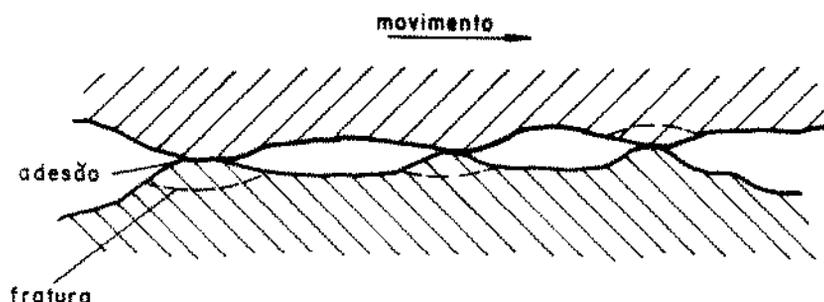


Figura 2.22 Processo de desgaste adesivo.

Considerações de Rabinowicz [22], avaliaram que a fratura tem 5% ou menos de possibilidade de não ocorrer na interface, uma vez que esta possui a menor área da seção transversal, e está sujeita a defeitos tal como vazios, influenciando na sua resistência, e deste modo, sendo a região de menor resistência.

Caso estas fraturas não ocorram na interface, ocorrerão ao longo do material de menor dureza, ou seja, o de menor resistência mecânica, podendo ocasionalmente ocorrer no material de maior resistência em regiões enfraquecidas.

A transferência mútua, foi observada por Sasada e colaboradores [35], que ensaiaram ferro contra polímeros, onde observaram a transferência de ferro para o polímero.

Holm [36], foi um dos primeiros a determinar quantitativamente o volume de material de desgaste por desgaste adesivo, seguido por Archard [12], que propôs a seguinte equação:

$$V = \frac{K F_N L}{3H} \quad (13)$$

onde: V - volume de material de desgaste por adesão.

F_N - carga normal.

L - distância de deslizamento.

H - dureza do material de menor resistência.

K - coeficiente de desgaste.

Esta equação leva a três leis do desgaste adesivo:

- (1) O volume de material de desgaste é proporcional à distância de deslizamento.
- (2) O volume de material de desgaste é proporcional a carga.
- (3) O volume de material de desgaste é inversamente proporcional à dureza do material de menor resistência.

A primeira lei é descoberta ser verdadeira para uma larga faixa de condições.

A segunda lei, tem sido demonstrada por um grande número de pesquisadores para uma faixa limitada de cargas.

A terceira lei foi observada por muitos trabalhos experimentais, notadamente os de Krushov [43].

A equação (13) foi determinada, considerando-se que a área de contato é um círculo de raio a , para um deslizamento $2a$, e que as partículas são hemisférios de raio a .

O coeficiente de desgaste é interpretado como sendo a probabilidade de uma partícula interagir e produzir uma partícula transferida por desgaste adesivo.

Vários pesquisadores, dedicaram-se à determinação experimental de K , aplicados às várias situações de deslizamento, fazendo apropriadas generalizações.

Outros pesquisadores, fizeram considerações relativas à equação (13), levando em conta a forma das partículas [37] e a distância de deslizamento [38], propondo alterações na determinação do fator probabilístico de uma partícula interagir e produzir a transferência de uma partícula de desgaste.

2.4.5. Mecanismo de desgaste abrasivo

O modelo básico do mecanismo de desgaste abrasivo, foi inicialmente proposto por Khrushov e Babichev [39], que identificaram dois processos que ocorrem quando uma partícula abrasiva entra em contato com uma superfície de menor dureza. A figura 2.23, ilustra esquematicamente estes processos.

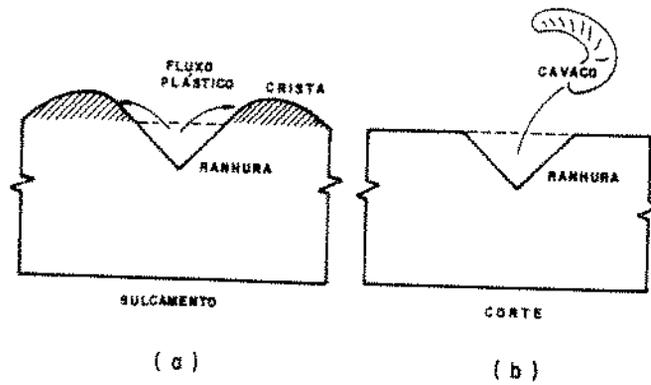


Figura 2.23 Representação esquemática dos processos de formação de ranhuras [39]: (a) deslocamento plástico, (b) corte.

Os dois mecanismos básicos representados pela figura 2.23 são:

- (a) Formação de ranhuras por deformação plástica, não havendo remoção de material (fig. 2.23(a)).
- (b) Formação de ranhuras por micro usinagem da superfície de menor dureza, pela partícula abrasiva dura (fig. 2.23(b)).

Estudos de Mulhearn e Samuels [40], refinando o modelo básico da abrasão de metais, determinaram que, embora os pontos de contato por unidade de área variam com o tamanho do abrasivo, a proporção de contato que produz o corte de material é aproximadamente constante, em torno de 12%. O corte de material metálico pela partícula abrasiva, somente ocorrerá quando o abrasivo tiver um ângulo com relação a superfície abrasiva maior ou igual a um ângulo crítico. A figura 2.24, ilustra a frequência de distribuição do ângulo de ataque em uma lixa abrasiva.

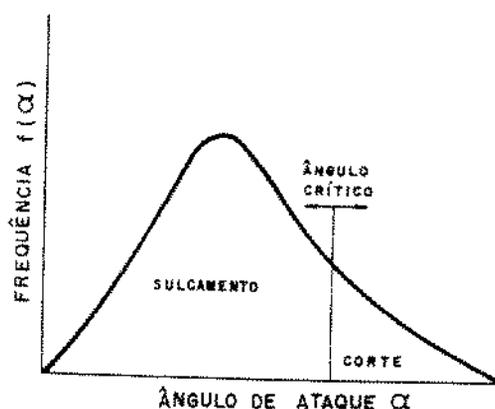


Figura 2.24 Frequência de distribuição do ângulo de ataque em uma lixa abrasiva [40].

Outros pesquisadores, como Kragelskii [27] e Grahan e Baul [41] consideraram que, além dos dois mecanismos de deslocamento e corte pela partícula abrasiva, alguns contatos são meramente elásticos.

Stroud e Wilnam [42], em estudos relacionados ao volume removido pela abrasão, estimaram que 40% do material metálico é removido como resto de desgaste no mecanismo de corte, sendo o restante deslocado plasticamente. Portanto, os dois mecanismos ocorrem simultaneamente quando ocorre o mecanismo de corte.

Rabinowicz [22], considerou um modelo, em que as partículas abrasivas eram cônicas, e de suas observações experimentais concluiu que o volume de material metálico removido é proporcional ao volume desenvolvido da ranhura.

Krushov [43], analisando as considerações do modelo de Rabinowicz, determinou que este somente é válido para metais

puros recozidos, sendo grosseiramente satisfeito para aços carbono temperados e revenidos, ligas de cobre e alumínio endurecido por envelhecimento.

Murray e colaboradores [44], observaram por microscopia de varredura, as ranhuras executadas por pinos de diamante e carbonetos, variando-se o ângulo de ataque. Os mecanismos de desgaste abrasivo observados em função da dureza do metal são ilustrados pela figura 2.25.

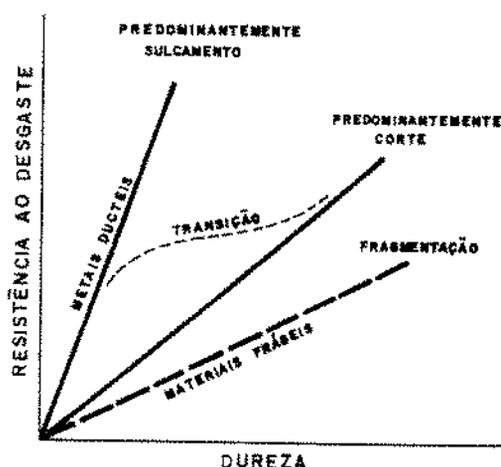


Figura 2.25 Mecanismos de desgaste abrasivo em função da dureza do metal [44].

Observando-se a figura 2.25, verifica-se que os aços representam a transição entre dois limites lineares, onde predomina os mecanismos de deslocamento plástico e corte.

Kayaba [45], observou o mecanismo de desgaste abrasivo, diretamente por microscopia de varredura, pelo contato

de um pino de aço endurecido com extremidade esférica sobre a superfície de latão, aço carbono e aço austenítico. Ele classificou o mecanismo da abrasão em quatro processos:

- (a) Deslocamento plástico - Não se formam restos de desgaste, mas ranhuras com cristas laterais.
- (b) Corte - restos semelhantes a tiras, onde inicialmente há uma deformação na região da superfície de ataque do pino, com posterior arrancamento.
- (c) Cunha - restos semelhantes a cunhas se formam no início do contato. Após sua formação, não há formação de restos de desgaste com o deslizamento.
- (d) Escamas - restos semelhantes a escamas são formados, semelhantes ao processo de corte.

As observações destes tipos de mecanismos, no processo de desgaste abrasivo, estão relacionados ao grau de penetração do pino de aço endurecido com a carga.

Kokkirigawa e Kato [46], observaram o mecanismo de desgaste abrasivo por microscopia de varredura em cinco aços tratados, pelo deslizamento de um pino de diamante. Os três processos observados, são ilustrados pela figura 2.26.

Os mecanismos do processo de desgaste abrasivo, ilustrados esquematicamente pela figura 2.26, comportam-se como:

- (a) Deslocamento plástico - nenhum resto de desgaste é formado.
- (b) Cunha - restos de desgaste formados na superfície de ataque do pino.

(c) Corte - grande quantidade de restos de desgaste formados.

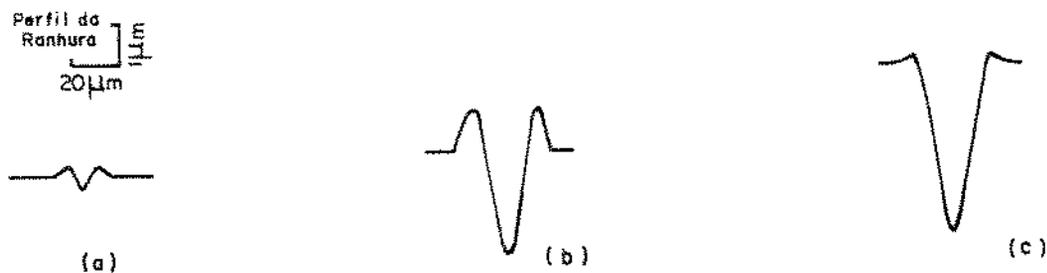


Figura 2.26 Representação esquemática do mecanismo de desgaste abrasivo por [46]: (a) deslocamento plástico, (b) cunha e (c) corte.

A conclusão destes pesquisadores em relação aos três mecanismos observados, estão relacionados ao grau de penetração D_p , obtido de acordo com a figura 2.27.

$$D_p = \frac{h}{a} \quad (14)$$

onde: h - profundidade de penetração.

a - diâmetro da cabeça do pino.

A mudança de um mecanismo para outro no processo de desgaste abrasivo, ocorre quando:

$$\begin{aligned} D_p < D_p^* & \text{ - deslocamento plástico} \\ D_p^* < D_p < D_p^{**} & \text{ - cunha} \\ D_p^{**} < D_p & \text{ - corte} \end{aligned} \quad (15)$$

onde: D_p^* e D_p^{**} são graus de penetração críticos.

O grau de penetração crítico D_p^{**} , decresce com o aumento da dureza, estando também relacionado ao ângulo de ataque.

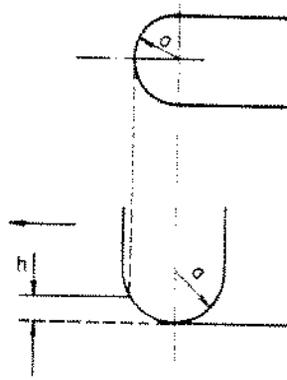


Figura 2.27 Grau de penetração D_p [46].

Zum Gahr [47], modelou a interação da partícula abrasiva e o material em quatro mecanismos:

- (a) Micro deslocamento plástico - deslocamento plástico do material lateralmente à ranhura, formando cristas adjacentes sem arrancamento de material. Devido as altas deformações plásticas e dependendo da microestrutura do material, ocorrem trincas debaixo e em frente a partícula abrasiva.
- (b) Microfadiga - O material repetidamente deslocado plasticamente pela partícula abrasiva, pode falhar por fadiga de baixo ciclo.
- (c) Microcorte - A perda de material é igual ao volume das ranhuras.
- (d) Microtrincas - Ocorrem quando altas concentrações de tensões são impostas pelas partículas abrasivas, particularmente sobre a superfície de materiais frágeis.

A figura 2.28, ilustra esquematicamente o modelo proposto.

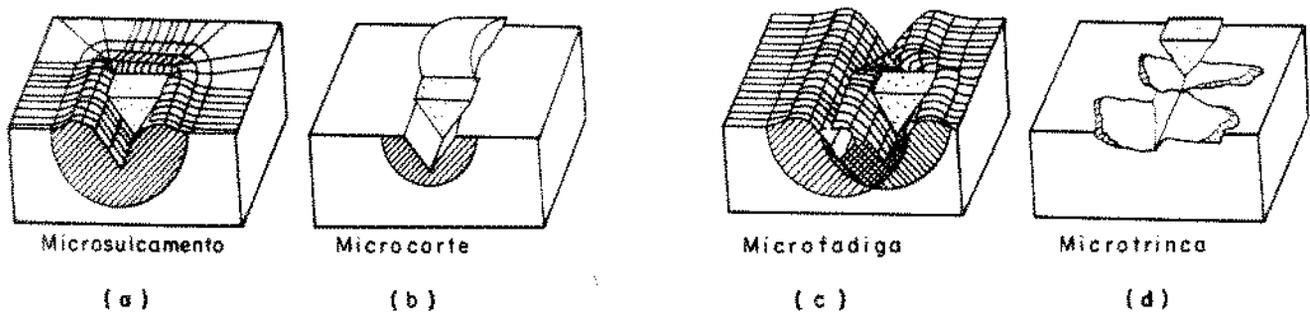


Figura 2.28 Representação esquemática do modelo proposto por Zum Gahr [47]: (a) micro deslocamento plástico, (b) microcorte, (c) microfadiga e (d) microtrincas.

2.4.6 Fatores que influenciam o desgaste abrasivo

(1) Dureza do abrasivo

Estudos de Khrushov [43], determinaram que o desgaste abrasivo depende da relação entre a dureza do abrasivo H_a e a dureza do metal H_m .

A figura 2.29, ilustra o comportamento do volume de metal removido em função da dureza do abrasivo.

Da figura 2.29, tem-se três regimes distintos de desgaste

(I) $H_a < H_m$ - regime de baixo desgaste.

(II) $H_a \cong H_m$ - regime de transição.

(III) $H_a > H_m$ - regime de alto desgaste.

Isto leva a importante conclusão, que para reduzir o desgaste abrasivo, a dureza do metal H_m deve ser maior do que a do abrasivo H_a de cerca de 30% ou seja;

$$H_m \approx 1,3H_a \quad (16)$$

podendo ser um critério para se ter baixa taxa de desgaste.

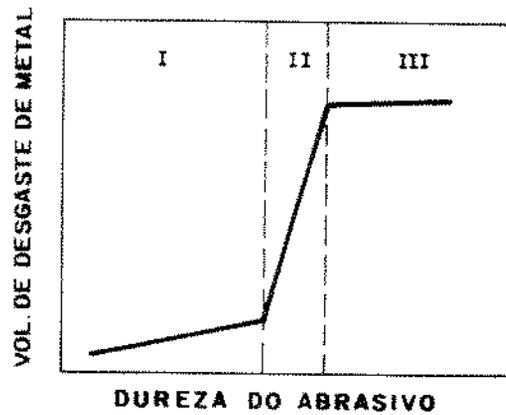


Figura 2.29 Influência da dureza do abrasivo sobre o desgaste do metal |43|.

(2) Dureza do material

Khrushov |43|, testou uma série de materiais puros contra abrasivos de corundum (Al_2O_3), com dureza de 22.900 $[N/mm^2]$. A resistência ao desgaste de cada um destes materiais testados, foi obtida em relação a uma liga chumbo-estanho (contendo antimônio) utilizada como padrão.

A figura 2.30, ilustra a resistência relativa ao desgaste de cada um dos materiais testados, em função de sua dureza.

Da observação da figura 2.30, podem ser resumidas as seguintes conclusões:

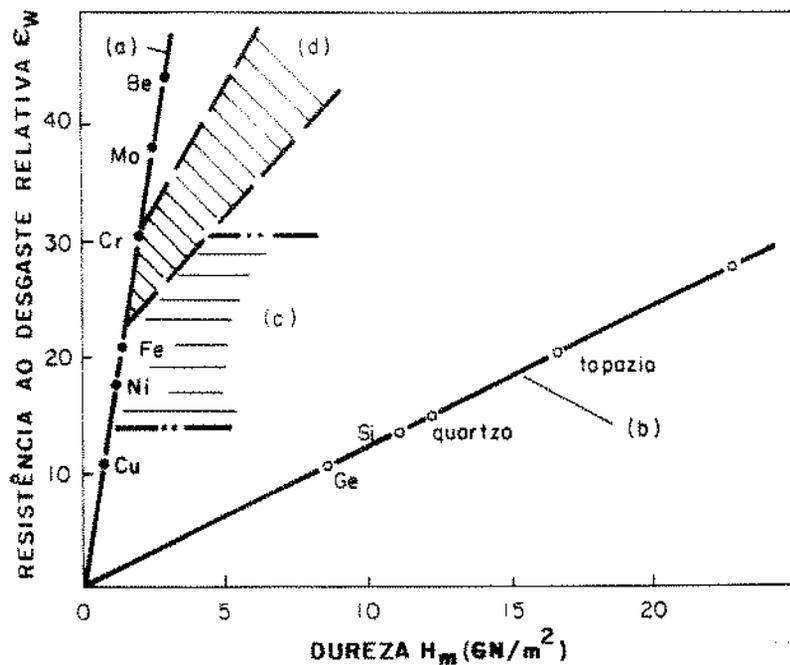


Figura 2.30 Resistência relativa ao desgaste abrasivo, em função da dureza do material [43].

- (a) metais tecnicamente puros recozidos e aços recozidos demonstram uma proporcionalidade direta entre a resistência relativa ao desgaste abrasivo e a dureza.
- (b) para materiais não metálicos duros e minerais, existe uma proporcionalidade direta entre a resistência relativa ao desgaste abrasivo e a dureza.
- (c) para materiais metálicos endurecidos a frio por deformação plástica, a resistência relativa ao desgaste abrasivo, não depende da dureza resultante do trabalho de deformação.

- (d) aços estruturais tratados termicamente (endurecimento normal ou revenido) melhoram a resistência relativa ao desgaste abrasivo.

Murray e colaboradores [44], testaram metais puros e três aços com diferentes níveis de dureza, obtidos por diferentes tratamentos térmicos, contra lixas. Os resultados de desgaste obtidos para os aços em função da dureza, não são lineares conforme obtido por Khrushov e outros. A figura 2.31, ilustra a resistência a abrasão em função da dureza para estes três aços.

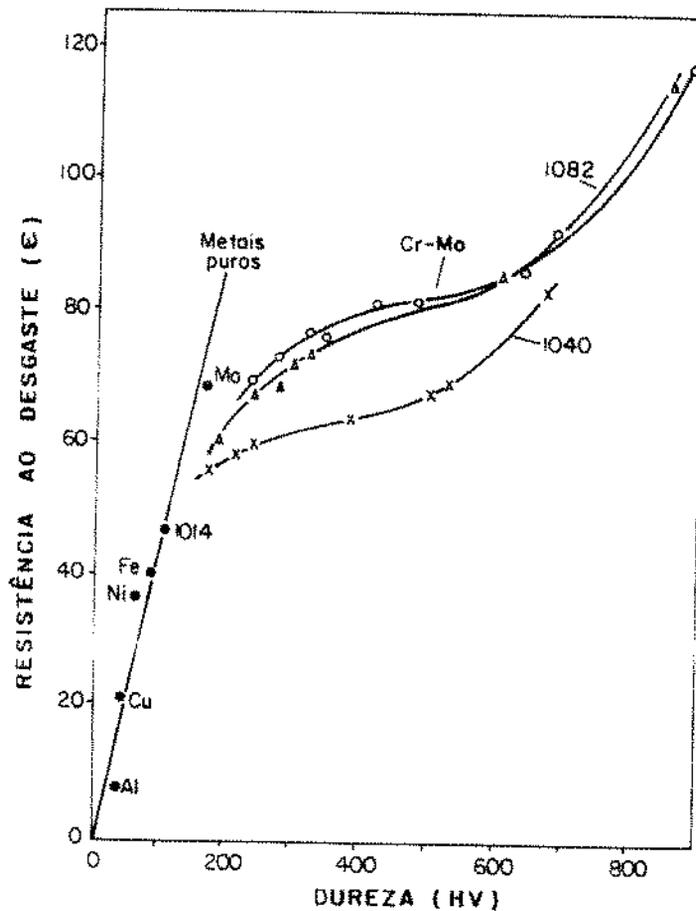


Figura 2.31 Resistência à abrasão em função da dureza para:
(a) ● metais puros, (b) ○ Aço Cr-Mo, (c) Δ Aço 1082,
(d) X Aço 1040 [44].

Richardson [48], testou aços de baixa liga e aços liga contra lixas, concluindo que a resistência a abrasão aumenta com o conteúdo de carbono, sendo maior para aços de alto carbono de mesma dureza.

(3) Velocidade de deslizamento

Nathan e Jones [49], determinaram experimentalmente, para duas granulometrias abrasivas que o volume de material removido por desgaste abrasivo para o alumínio, latão e ferro sueco na faixa de velocidades de 0 a 2,5 m/s, aumenta levemente, sendo que aumentos maiores estão relacionados a partículas abrasivas maiores. A figura 2.32, ilustra o comportamento do volume de material removido por desgaste abrasivo em função da velocidade de deslizamento.

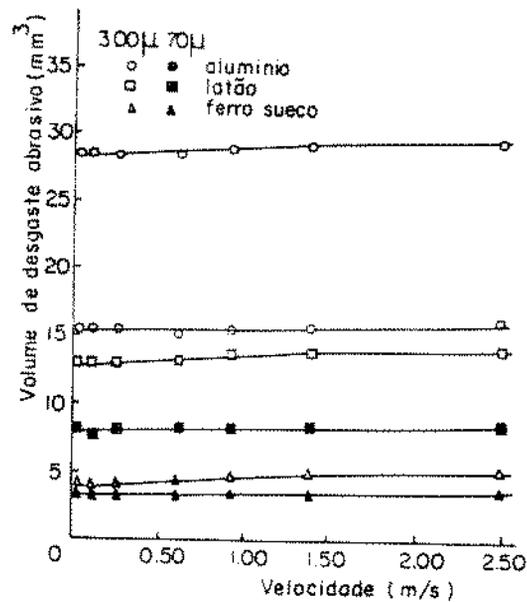


Figura 2.32 Volume de material removido por desgaste abrasivo em função da velocidade de deslizamento para uma carga de 2,0 (Kg) [49]: alumínio, latão, e ferro sueco.

Richardson [50] avaliou que estas alterações ocorrem devido a elevação do calor de atrito com o aumento da velocidade, mas nenhuma evidência de aquecimento sobre a superfície de atrito foi descoberto.

(4) Carga

Nathan e Jones [50] e outros pesquisadores, mostraram que o volume de material removido por desgaste abrasivo para o latão e o ferro sueco é diretamente proporcional a carga nominal, acima de um valor crítico de carga para quatro diferentes granulometrias de lixas. O desvio de linearidade ocorre para baixas cargas e tamanhos menores das partículas abrasivas. A figura 2.33, ilustra o comportamento do volume de material removido por desgaste abrasivo, em função da carga.

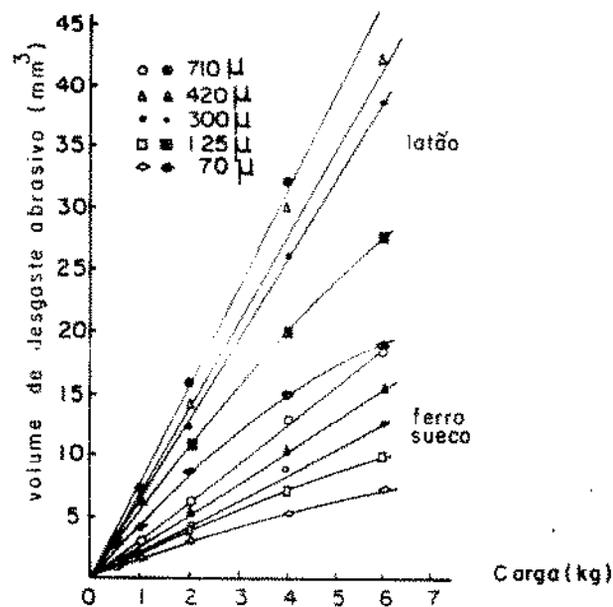


Figura 2.33 Volume de material removido por desgaste abrasivo em função da carga para uma velocidade de deslizamento de 0,5 [m/s] [50]. ◻, ◊, ○, △, ◦, ferro sueco e ■, ◆, ●, ▲, •, latão.

(5) Percurso de deslizamento

Nathan e Jones [50], determinaram uma relação linear entre o volume de desgaste sobre abrasivos duros e o percurso de deslizamento.

Richardson [51], obteve uma parte não linear entre o peso perdido por desgaste e o percurso de deslizamento para curtas distâncias de deslizamento, até que o equilíbrio fosse alcançado, que depende da dureza relativa do abrasivo e do material. A figura 2.34, ilustra o comportamento do peso perdido por desgaste abrasivo e o percurso de deslizamento.

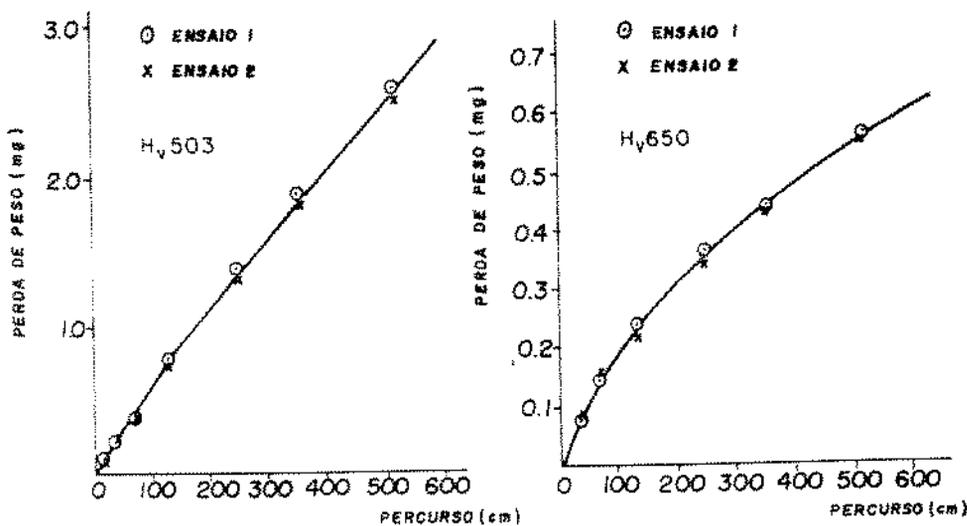


Figura 2.34 Peso de material removido por desgaste abrasivo (aço 0,74% C) em função do percurso de deslizamento [51].

(6) Calor de atrito

Richardson [50], concluiu que em baixas velocidades, mudanças devido ao calor gerado pelo deslizamento, tem pouca

influência sobre a taxa de desgaste.

Moore |52|, descobriu que a temperatura eleva-se de 325 a 900⁰C na zona de contato da partícula abrasiva e o cavaco, concluindo que as propriedades físicas, químicas e mecânicas na zona de contato podem ser modificadas, embora estes efeitos sobre o desgaste abrasivo sejam provavelmente pequenos.

(7) Tamanho da partícula abrasiva

Larsen-Badse |53| e outros pesquisadores |40,49|, determinaram que o volume removido por desgaste abrasivo, aumentou com o tamanho da partícula abrasiva. Existe um tamanho crítico de partícula abrasiva, onde a taxa do volume removido é menor para partículas maiores que este tamanho crítico.

Moore |54|, estabeleceu que o tamanho da partícula abrasiva tem um significativo efeito sobre o volume removido por desgaste abrasivo. Quando a carga por unidade de área é constante, o volume de material removido aumenta quando o tamanho da partícula abrasiva aumenta.

Khrushov |43|, concluiu que o desgaste abrasivo aumenta diretamente proporcional ao tamanho da partícula abrasiva até um determinado tamanho, além do qual terá pouca influência.

(8) Forma da partícula abrasiva

Bós |55| em seu modelo teórico para descrever o desgaste abrasivo, prognosticou que a forma da partícula abrasiva

sobre uma superfície dura, afeta muito pouco a taxa de desgaste abrasivo volumétrico.

Burwell |56|, cita resultados de outros pesquisadores, em que partículas abrasivas angulares de baixa dureza, produzem maior desgaste abrasivo do que partículas abrasivas arredondadas.

(9) Rugosidade superficial

Bós |55| em seu modelo teórico para descrever o desgaste abrasivo, prognosticou que a taxa de desgaste volumétrico é proporcional à rugosidade da superfície dura.

Torrance |57|, concluiu que a resistência a abrasão da superfície, deverá decrescer quando sua rugosidade superficial aumentar.

(10) Estrutura cristalina

Alison e Wilman |58|, determinaram que a taxa de desgaste abrasivo volumétrico para os metais hexagonais, é em torno da metade daquela apresentada pelos metais cúbicos, uma vez que maior proporção é deslocada por fluxo plástico no plano (0001).

(11) Microestrutura

Larsen-Badse e Mathew |59|, testaram um aço 1040 a abrasão, com vários tratamentos de endurecimento e revenido, produzindo várias estruturas ferrita-perlita. Os resultados

indicaram que a resistência à abrasão é proporcional a fração volumétrica de perlita.

Zum Ghar |60|, concluiu que a resistência ao desgaste abrasivo, aumenta quando a estrutura muda progressivamente de ferrita para perlita, bainita e finalmente martensita. A baixa resistência ao desgaste da ferrita é devido a sua baixa dureza.

(12) Deformação a frio

Khrushov |43|, determinou experimentalmente que a deformação plástica a frio não influencia a resistência ao desgaste abrasivo.

(13) Tamanho do corpo de prova

Larsen-Badse |61|, ensaiou amostras de cobre contra lixas, onde variou o tamanho da amostra, determinando diferenças acima de 30% nos resultados de desgaste.

(14) Umidade

Rabinowicz |22|, estabeleceu que alta umidade, aumenta a taxa de desgaste na abrasão de cerca de 15%.

Moore |52|, concluiu que o efeito da umidade sobre a taxa de desgaste abrasivo, somente torna-se importante em baixas taxas de desgaste.

2.4.7 Mecanismo de desgaste por fadiga

A teoria de Hertz [8], do contato elástico, mostra que a tensão compressiva máxima ocorre na superfície, enquanto que a máxima tensão de cisalhamento ocorre a uma determinada distância abaixo da superfície. A figura 2.35, ilustra o mapa das máximas tensões de cisalhamento para o contato de um cilindro e um plano, sujeitos a uma carga normal.

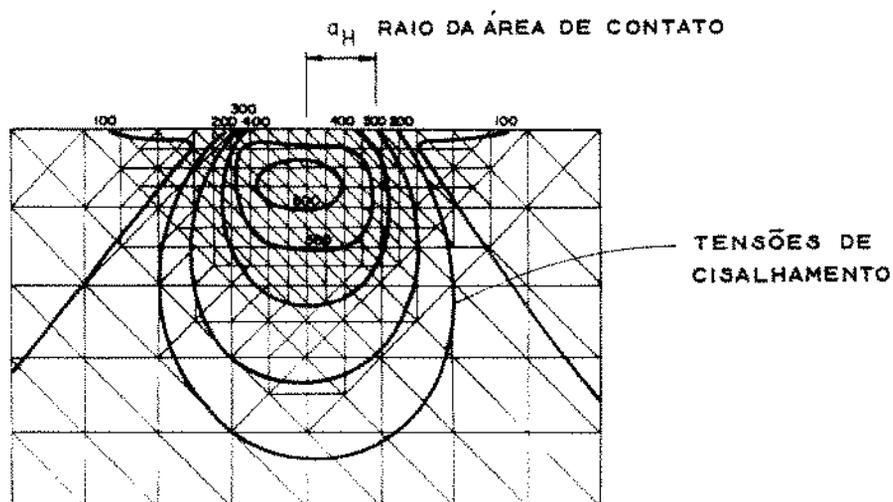


Figura 2.35 Mapa das tensões de cisalhamento máximas (10^6N/m^2) para o contato de um cilindro e um plano, sujeitos a uma carga normal [8].

Se forças combinadas, normal e tangencial são aplicadas simultaneamente, a posição destas tensões de cisalhamento máximas mudam e movem-se em direção a região superficial. A figura 2.36, ilustra o mapa das máximas tensões de cisalhamento para o contato de um cilindro e um plano, sujeitos

a uma carga normal e tangencial simultaneamente.

O mecanismo de desgaste por fadiga, é resultado de variações de tensões na camada superficial do sólido, onde a base para o início do mecanismo é a introdução de defeitos na rede, em razão da tensão aplicada.

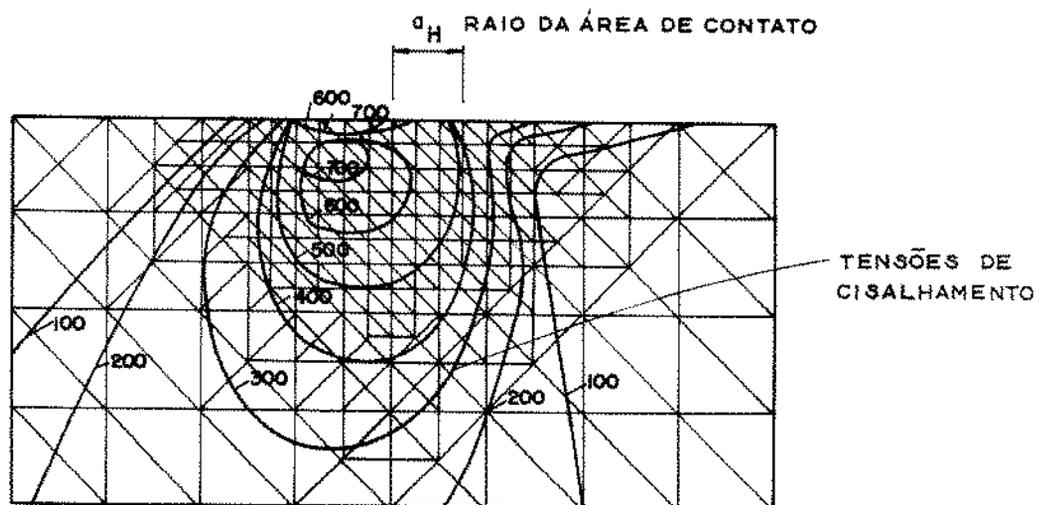


Figura 2.36 Mapa das tensões de cisalhamento máximas (10^6N/m^2) para o contato de um cilindro e um plano, sujeitos a carga normal e tangencial simultâneas [8].

Com base na teoria das discordâncias, há algumas possibilidades para o mecanismo que inicia a trinca.

Estes mecanismos possíveis segundo Haansen [8] são:

- (a) Empilhamento de discordâncias em bandas de deslizamento junto aos contornos de grãos.

- (b) Coalescência do deslizamento de duas discordâncias para formar uma trinca ao longo do plano de clivagem.
- (c) Trinca formada em limite de inclinação.

A figura 2.37, ilustra os mecanismos possíveis de início de trincas, no mecanismo de desgaste por fadiga.

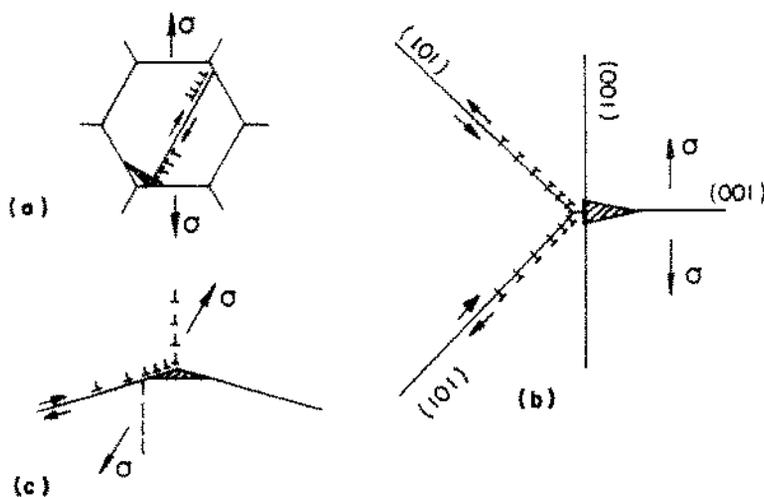


Figura 2.37 Mecanismos possíveis de início de trinca [8].

Com base nestas considerações anteriores, o mecanismo de desgaste por fadiga, constitui-se do início e propagação de uma trinca, com posterior remoção de restos de desgaste. Esta trinca pode iniciar-se na superfície ou abaixo da mesma, conforme mostrado anteriormente pela figura 2.36, que indica o desenvolvimento das tensões de cisalhamento máximas.

2.4.8 Mecanismo de desgaste por delaminação

Suh [62], propôs a teoria de desgaste por delaminação, considerando que muitos fenômenos de desgaste não são explicados pela teoria da adesão, quando um metal desliza contra outro em baixas velocidades, onde não são geradas altas temperaturas.

A teoria do mecanismo da delaminação, segue a seguinte ordenação de eventos na formação da partícula de desgaste:

- (a) Quando duas superfícies entram em contato, cargas normais e tangenciais são transmitidas através dos pontos de contato pela ação adesiva ou deslocamento plástico. As asperidades da superfície de baixa dureza são facilmente deformadas e algumas fraturadas pela ação repetida do carregamento. Uma superfície relativamente lisa é gerada, quando estas asperidades são deformadas ou removidas. Uma vez que esta superfície torna-se lisa, o contato não será mais entre uma asperidade e outra, mas entre uma asperidade e um plano, onde a superfície de baixa dureza estará sujeita a um carregamento cíclico das asperidades duras, deslocando plasticamente o material desta superfície.
- (b) A tração superficial exercida por estas asperidades duras sobre a superfície de baixa dureza, induz cisalhamento por deformação plástica, que acumula-se em repetidos carregamentos.
- (c) Com a contínua deformação da superfície, trincas são nucleadas abaixo da superfície. Nucleação de trincas muito próximas a superfície não são favoráveis em razão do estado triaxial de altas tensões compressivas, justamente abaixo das

regiões de contato.

- (d) Uma vez que estas trincas estejam presentes, carregamentos e deformações adicionais causam o crescimento e propagação das trincas, que unem-se a outras próximas. A trinca tende a se propagar paralelamente a superfície, em uma profundidade governada pelas propriedades do material e do coeficiente de atrito. Quando as trincas não podem se propagar em razão da deformação limitada ou uma tração superficial extremamente pequena no contato das asperidades, a nucleação controla o mecanismo.
- (e) Quando estas trincas finalmente cisalham a superfície, em certas posições fracas, longas e finas lâminas são obtidas como desgaste. A espessura das lâminas de desgaste são controladas pela localização e crescimento das trincas subsuperficiais, que é controlado pelas cargas normal e tangencial sobre a superfície.

Jahanmir e colaboradores [63], observando microscopicamente a formação de lâminas pelo mecanismo de delaminação, concluíram que em baixas velocidades, o desgaste de metais é controlado pela deformação subsuperficial, nucleação de vazios e trincas, crescimento de vazios e alongamento, propagação de trincas com formação de lâminas, quando as trincas propagam-se em direção à superfície livre.

Os vazios e trincas podem unir-se, pelo cisalhamento e crescimento de vazios ou pela propagação de trincas entre os vazios.

Suh |64|, em uma revisão do mecanismo de desgaste por delaminação, discute o efeito da velocidade de deslizamento, onde o aumento de velocidade aumenta a temperatura no contato, decrescendo o fluxo de tensões nos metais, formando camadas de óxidos e mudando a tração superficial.

Os resultados experimentais de Saka e colaboradores |65|, indicam que o efeito destas mudanças citadas anteriormente, são somente detalhes da teoria da delaminação, melhor do que um desvio do mecanismo fundamental postulado.

Yust |2|, cita que este mecanismo é sujeito a muitas discussões, não determinando um aceite uniforme em relação a formação e propagação de trincas, permanecendo ainda não bem esclarecido.

2.4.9 Fatores que influenciam o desgaste de aços

Devido a grande importância do aço e do ferro fundido nos sistemas de deslizamento alguns pesquisadores se empenharam em avaliar os vários fatores que influenciam o desempenho destes materiais em trabalho.

Kehl e Siebel |66|, observaram uma pronunciada mudança na taxa de desgaste, nos testes de aços de alto teor de carbono deslizando sobre si. Eles observaram que a taxa de desgaste destes aços diminuía de cerca de 600 vezes quando a velocidade atingia um valor crítico, conforme ilustrado na figura 2.38 para um aço com 0,64% de carbono para diferentes níveis de dureza. Esta transição ocorre, conforme ilustrado pela figura 2.38 somente quando o aço é

de baixa dureza, não sendo observado com esta intensidade para altos valores de dureza.

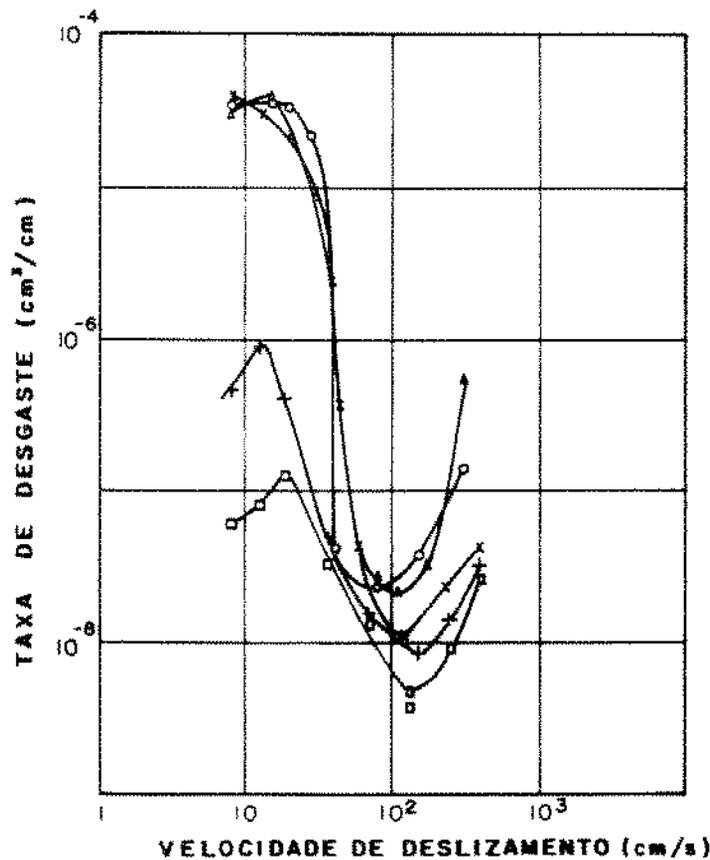


Figura 2.38 Influência da velocidade na taxa de desgaste de um aço com 0,64%C, sujeito a uma carga de 30Kg, para as seguintes durezas HV: X 160; O 178; Δ 348; + 445; □ 690 [66].

Usando experimentação similar, Kragelskii e Shevetsova [67], observaram uma velocidade crítica para aço de baixa dureza (0,8%C), onde aço endurecido novamente da baixas taxas de desgaste para todas as velocidades.

Archard [68], estudou o comportamento de um aço com 0,52%C, onde determinou as velocidades críticas para duas cargas.

Mailander e Dies [69], estudaram o desgaste em função da carga, pelo deslizamento de um pino de aço de baixa dureza contra um disco de aço cromo duro, observando transições muito menores aquelas observadas por Kehl e Siebel [66], conforme ilustrado pela figura 2.39, onde há uma inflexão de 3 a 5 vezes dependendo da velocidade de deslizamento.

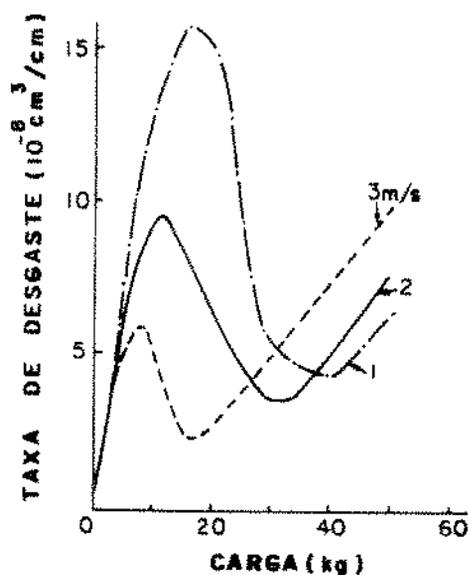


Figura 2.39 Influência da carga na taxa de desgaste de um pino de aço de baixa dureza, deslizando contra um disco de aço de cromo duro [69].

Saka e colaboradores [65], estudaram o deslizamento de um aço de baixa dureza 1020 contra um disco de aço duro 52100, observando uma inflexão na variação da taxa de desgaste em velocidades de deslizamento próximas a 1,0 m/s e 5,0 m/s, conforme ilustrado pela figura 2.40.

Hirst e Lancaster [70], testaram o deslizamento de latão contra aço ferramenta onde determinaram pelo resfriamento do pino, que não havia o crescimento da taxa de desgaste próximo a 1,0 m/s, mas sim um decréscimo contínuo. A partir destas

observações concluíram que não existe uma velocidade crítica de deslizamento, mas sim uma temperatura crítica na interface de deslizamento.

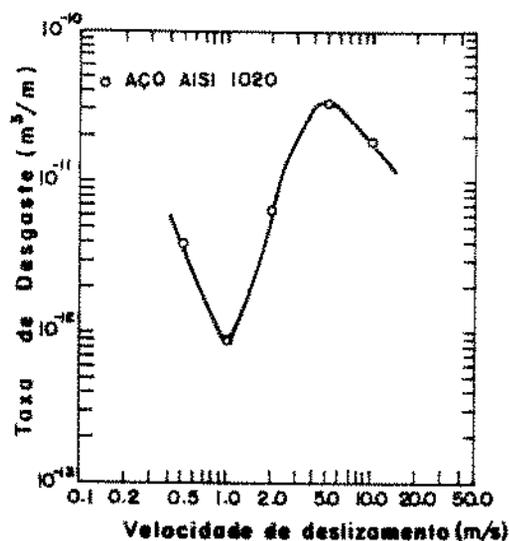


Figura 2.40 Taxa de desgaste em função da velocidade de deslizamento para o deslizamento de um aço 1020 de baixa dureza, contra um disco de aço duro 52100 (4,9Kg) [65].

A figura 2.41, ilustra o comportamento da taxa de desgaste com a velocidade de deslizamento, para o isolamento e resfriamento do pino, bem como a temperatura na interface.

Kauzlerich e Modrak [71], detectaram inflexões similares àquelas obtidas por Mailander e Dies [69] no deslizamento de um aço de baixa dureza contra um aço duro, quando experimentaram aço duro contra aço duro.

Das considerações anteriores, dois tipos de transições tem sido observadas no atrito seco de aços:

- (a) Mudanças, que implicam em reduções acima de 1000 vezes na taxa de desgaste para o deslizamento de um aço de baixa dureza

contra um aço de baixa dureza, com o aumento da velocidade de deslizamento ou carga, em amostras em contato ao ar. Resultados similares foram observados aumentando-se a dureza do aço, em atmosferas de hidrogênio e nitrogênio.

(b) Mudanças, comparativamente pequenas na taxa de desgaste de 3 a 5 vezes com a carga, são observadas no deslizamento de um aço de baixa dureza contra um aço duro ou um aço duro contra um aço duro em ar.

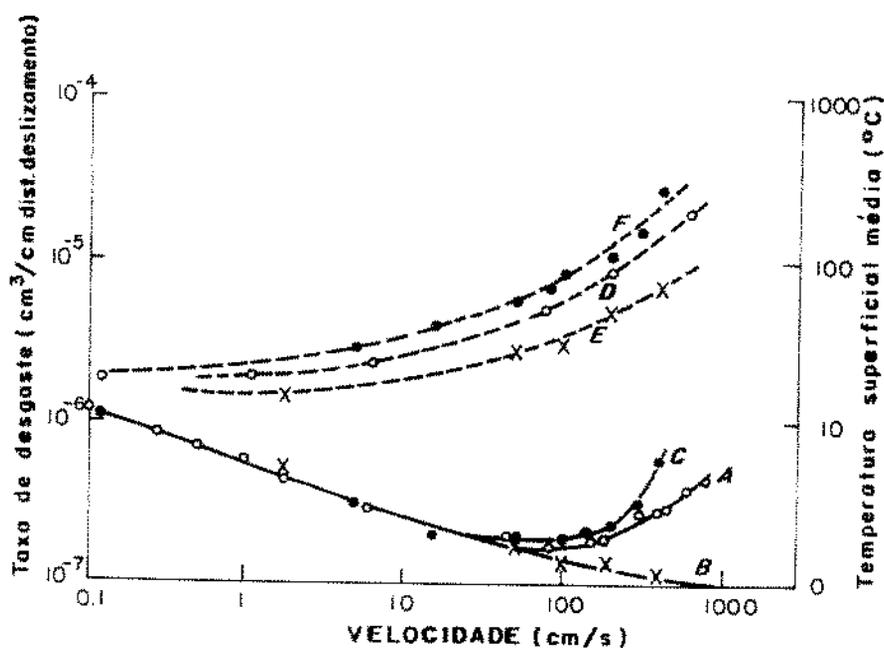


Figura 2.41 Variação da taxa de desgaste e da temperatura na superfície de contato pino-disco, em função da velocidade de deslizamento para uma carga de (3kg):

○ sem isolamento; X resfriado; ● isolado |70|.

Welsh |72|, desenvolveu um modelo geral para os aços, onde experimentou o deslizamento de um aço com 0,52% contra si, em função da carga para uma velocidade de deslizamento de 100 cm/s. A taxa de desgaste em função da carga é ilustrada pela figura 2.42.

Os resultados obtidos, conforme ilustrados pela figura 2.42, demonstraram duas cargas de transição, uma entre 100 e 200 g, onde a taxa de desgaste aumenta de cerca de 1.000 vezes e outra entre 5 a 6 kg, onde a taxa de desgaste cai abruptamente. Estas duas cargas de transição representadas por T_1 e T_2 são responsáveis pela mudança na taxa de desgaste, separam duas faixas de desgaste, designadas por Welsh de desgaste moderado (abaixo de T_1 e acima de T_2) e desgaste severo (entre T_1 e T_2).

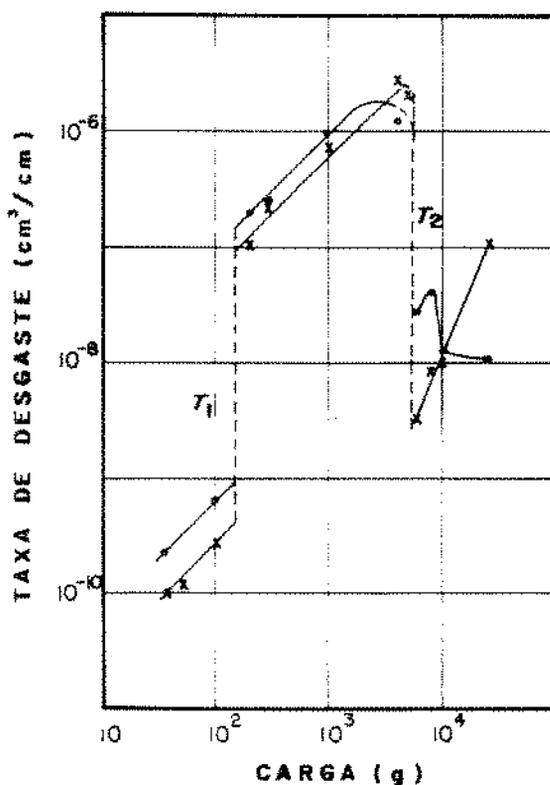


Figura 2.42 Taxa de desgaste em função da carga para um aço com 0,52%C, para uma velocidade de deslizamento de 100 (cm/s) [72].

Vários fatores influenciam as cargas T_1 e T_2 de

transição. Para um aço com 0,52% de carbono tomado como exemplo, temos:

(a) Influência da velocidade de deslizamento

O aumento da velocidade de deslizamento, diminui os valores das cargas de transição T_1 e T_2 , sendo que T_2 diminui mais rapidamente que T_1 . A figura 2.43, ilustra a influência da velocidade de deslizamento sobre as cargas de transição, onde uma combinação de carga e velocidade de deslizamento que leve a área hachuriada nos fornece sempre desgaste severo, caso contrário desgaste moderado.

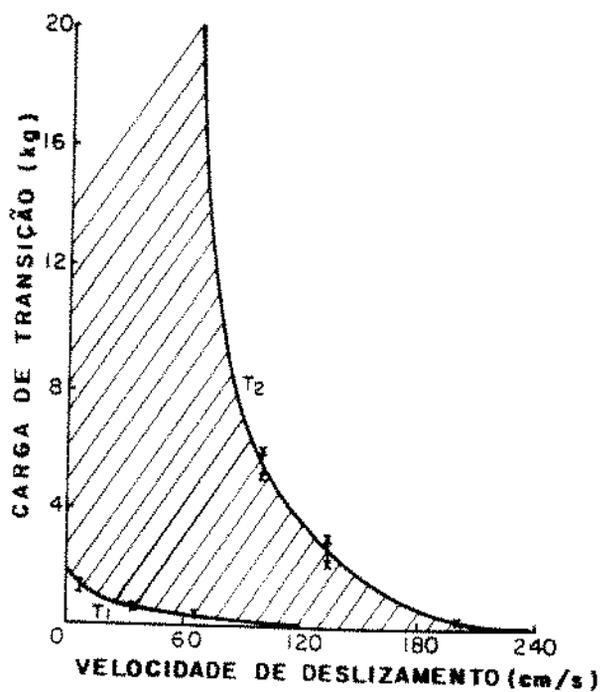


Figura 2.43 Cargas de transição em função da velocidade de deslizamento para o contato de um aço com 0,52%C [72].

(b) Influência do conteúdo de carbono

A influência do conteúdo de carbono sobre as cargas de transição T_1 e T_2 para as velocidades de deslizamento de 33 e 100 cm/s, é ilustrado pela figura 2.44.

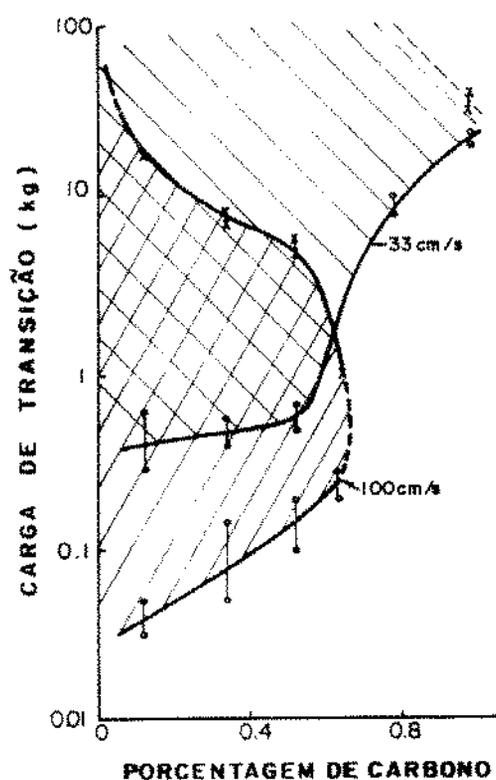


Figura 2.44 Influência do conteúdo de carbono, sobre as cargas de transição para as velocidades de 33 e 100 (cm/s):

○ T_1 ; △ T_2 |72|.

Para uma velocidade de deslizamento de 100 cm/s e uma combinação de carga e conteúdo de carbono que se encontre dentro da área hachuriada, teremos desgaste severo. Destaca-se o conteúdo

de carbono entre 0,63 e 0,78%C, para o qual, em qualquer combinação prevalecerá o desgaste moderado para um conteúdo de carbono superior.

(c) Influência do endurecimento e revenido

O aço com 0,52% de carbono é temperado e revenido, de forma a se obter durezas que variam de 855 a 219 HV.

Os aços com dureza entre 855 e 360 HV, não apresentaram as cargas de transição T_1 e T_2 , havendo pequena influência para 360 HV (Aços resistentes). Para durezas entre 348 e 219 HV, estes aços apresentaram as cargas de transição T_1 e T_2 (Aços de baixa resistência).

(d) Influência da diferença de dureza entre o par de deslizamento

Aços com 0,52% de conteúdo de carbono foram tratados termicamente, obtendo-se durezas na faixa de 243 a 502 HV para o anel de deslizamento, mantendo-se o pino com dureza constante de 217 HV.

A figura 2.45, ilustra as cargas de transição em função da dureza do par de deslizamento |72|.

Para uma dureza do anel de 424 a 502 HV, nenhuma carga de transição ocorre, sendo o desgaste continuamente moderado. Para durezas entre 243 a 360 HV, ocorre a carga de transição T_2 , do regime severo para moderado.

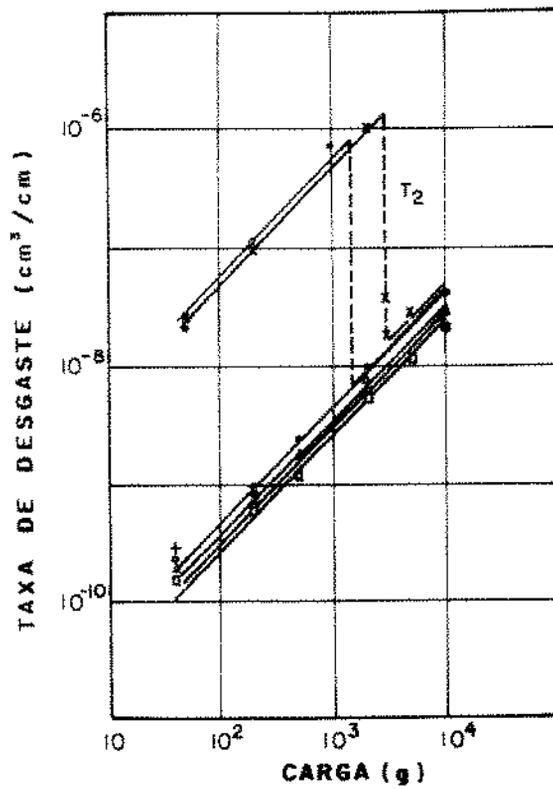


Figura 2.45 Influência da diferença de durezas entre o anel e o pino sobre as cargas de transição T_1 e T_2 . Pino 217 HV, Anel (HV) X 243; O 360; + 424; ● 445; Δ 472; □ 502 [72].

Farrel e Eyre [73], experimentaram dois aços com 0,3%C (0,01%Cr) e 0,28% (3,0%Cr) com diferentes percentuais de cromo, e obtiveram o volume de desgaste com o percurso de deslizamento, conforme ilustrados pelas figuras 2.46 e 2.47.

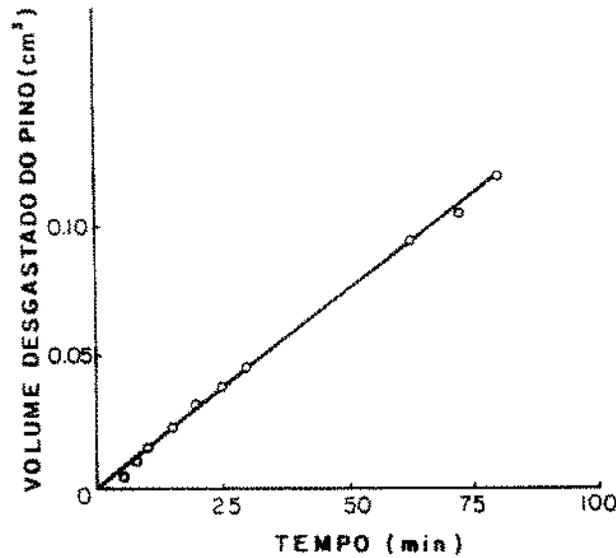


Figura 2.46 Volume de desgaste em função do percurso de deslizamento para um aço com 0,30%C (0,01%Cr), para uma carga de 1,0 (kg) e uma velocidade de deslizamento de 100 (cm/s) [73].

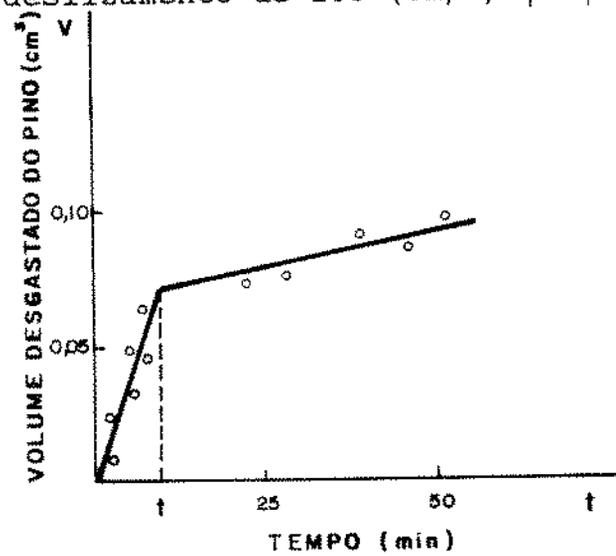


Figura 2.47 Volume de desgaste em função do percurso de deslizamento para um aço com 0,28%C (0,3% Cr), para uma carga de 10,0 (kg) e uma velocidade de deslizamento de 100 (cm/s) [73].

Eles concluíram, que a figura 2.46 é típica de desgaste severo, onde o desgaste aumenta linearmente com o percurso de deslizamento em cargas constantes, e a figura 2.47 é típica de desgaste moderado, onde existem duas funções lineares distintas. Portanto o desgaste moderado, sempre é acompanhado por um desgaste severo, conforme indicado pela figura 2.47.

(e) Influência do filme de óxido

Batchelar e colaboradores [74], estudaram o crescimento do filme óxido no deslizamento de metais, onde caracterizaram três principais categorias do estado cristalino do filme óxido:

- mono cristal: raramente encontrado
- vítreo ou amorfo
- policristalino

A temperatura pode mudar a estrutura cristalina do óxido. Um caso particular é o ferro, onde o aumento da temperatura muda o óxido de $\alpha\text{-Fe}_2\text{O}_3$ para $\gamma\text{-Fe}_2\text{O}_3$ e Fe_3O_4 .

Teorias de desgaste que envolvem o filme óxido, caracterizaram as seguintes observações [74]:

1. Archard e Hirst, observaram que o desgaste moderado é dependente da presença do filme óxido.
2. Tao descobriu que o tempo para se formar o filme óxido é muito maior do que o tempo para destruí-lo por desgaste.
3. Quinn's estudou o desgaste moderado em altas velocidades, onde as temperaturas de contato são de algumas centenas de graus

Celsius. Sob estas condições, espessas camadas semelhantes a óxido são descobertas sobre a superfície do aço desgastado. Estas camadas são bastante espessas, separando fisicamente a superfície de desgaste. Ele concluiu que o desgaste moderado ocorre devido à formação e remoção destas camadas de óxido.

Segundo Quinn's no início do desgaste o filme de óxido sobre a superfície não desgastada é destruído por desgaste severo. Então, por algum processo desconhecido, a superfície de desgaste recupera-se, e o estado de desgaste moderado é atingido.

A figura 2.48, ilustra a teoria do desgaste oxidativo de Quinn's.

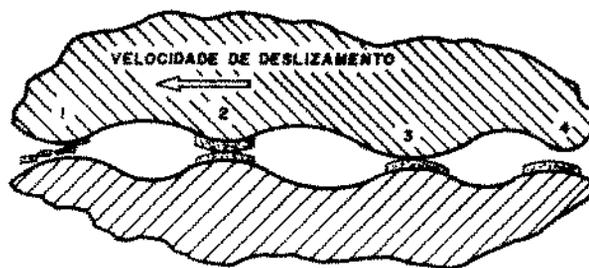


Figura 2.48 Ilustração do modelo da teoria do desgaste oxidativo de Quinn's: (1) fratura do filme espesso (2) filme completo, (3) estágio de formação do filme espesso sobre um ponto quente, (4) nenhuma aspereza em contato [74].

4. Wilson e colaboradores [23], estudaram o desgaste em velocidades de poucos milímetros por segundo. Eles observaram que no início do desgaste, o filme de óxido sobre a

superfície não desgastada é progressivamente destruído, resultando em um período de desgaste severo. Os restos metálicos e os restos de óxido se acumulam, formando uma camada espessa, que faz com que o desgaste moderado seja atingido. O modelo de Wilson é ilustrado pela figura 2.49.

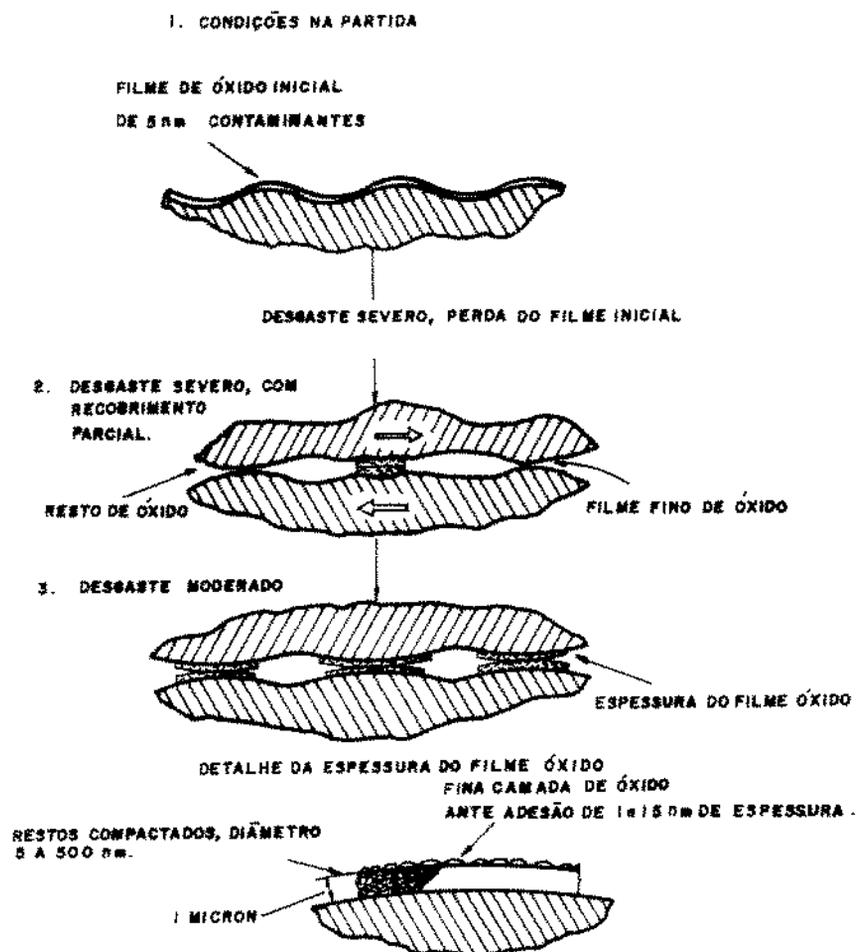


Figura 2.49 Ilustração do modelo de desgaste oxidativo moderado de Wilson [23].

Wilson e colaboradores [23], observaram o deslizamento de aço e ferro fundido em baixas cargas, onde observaram visíveis traços de óxido gerado, mudando do vermelho para marrom (F_2O_3), e para preto (Fe_3O_4) em altas cargas. Com o contínuo aumento da carga, os traços de óxido preto (Fe_3O_4), mudam abruptamente para riscos metálicos, indicando a mudança do mecanismo de desgaste moderado (óxido) para severo (metálico).

Exame das superfícies desgastadas, indicaram que a camada da superfície endurecida pelo trabalho de deformação coberta por uma camada de óxido, é responsável pela baixa taxa de desgaste. Quando a carga aumenta, rompe-se esta camada de óxido, com conseqüente aumento da taxa de desgaste.

2.4.10 Processo de formação de partículas perdidas por desgaste

Kerridge [75], ensaiou aço ferramenta recozido (270 HV) contra aço ferramenta duro (860 HV), em um banco de ensaio do tipo pino-disco. Fazendo-se o pino de aço ferramenta recozido e radioativo, determinou o material transferido e perdido por desgaste para duas cargas, conforme ilustrado pela figura 2.50.

Observando a figura 2.50, o autor tirou as seguintes conclusões:

- (a) A quantidade de material perdido por desgaste, aumenta linearmente com o tempo.
- (b) A quantidade de material transferido por desgaste é independente da carga.
- (c) O tempo necessário para se atingir um valor estacionário de material transferido é maior para cargas menores.

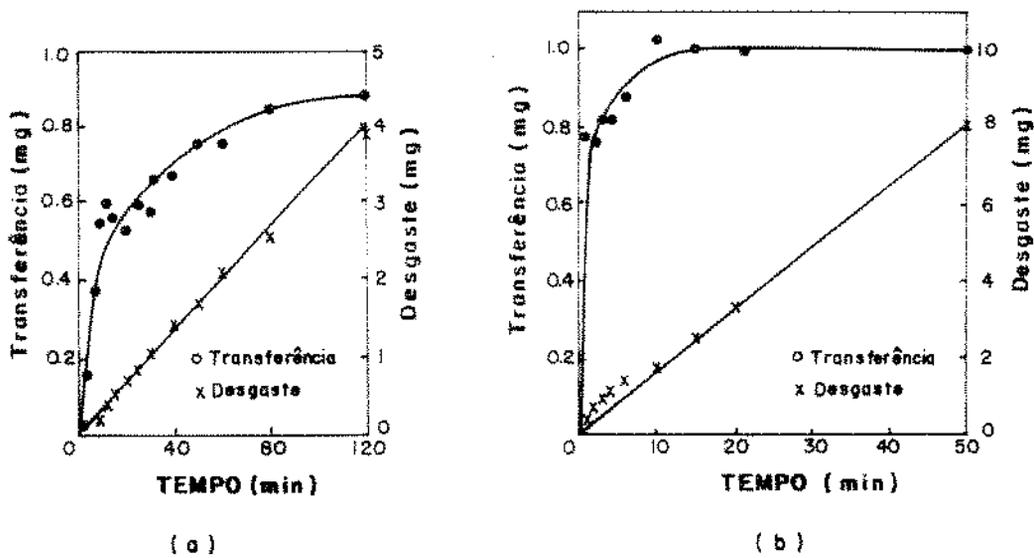


Figura 2.50 Material perdido e transferido por desgaste para os seguintes carregamentos: (a) $P = 150$ (g); (b) $P = 500$ (g) [75].

Cocks [76], de suas observações microscópicas, propôs como elemento de formação da partícula transferida entre um deslizador e uma superfície plana oposta, o modelo apresentado pela figura 2.51.

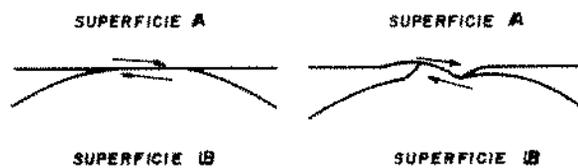


Figura 2.51 Mecanismo de formação de uma protuberância, segundo Cocks [77].

De suas observações, concluiu que esta protuberância segundo o modelo da figura 2.51, ocorre por adesão, com posterior cisalhamento no disco em um dado ângulo da superfície, crescendo posteriormente na direção do deslizamento.

Antler [77], de suas observações microscópicas, concluiu que no início do deslizamento, partículas de metal de forma chata separam a superfície do pino da superfície do disco. Com o contínuo deslizamento há uma junção entre esta partícula de metal e a superfície do disco, que cresce formando um conjunto de partículas solidárias no disco.

Este conjunto de partículas é endurecido pelo severo trabalho de deformação, que desta forma sulca a superfície oposta, aumentando desta maneira o seu comprimento.

Sasada e colaboradores [78], observaram a microestrutura de partículas perdidas por desgaste pelo deslizamento de cobre contra aço de baixa dureza, usando um microanalisador de raio X, descobrindo que cada partícula era uma composição mista de cobre e aço de baixa dureza.

Estas observações deram um forte suporte em relação ao processo de formação e crescimento das partículas através de transferência mútua. A natureza mista da partícula perdida por desgaste em todo o seu volume, não pode portanto ter o modelo representado esquematicamente pela figura 2.52, onde partículas do material B seriam somente observadas superficialmente sobre o material A, na partícula perdida por desgaste.

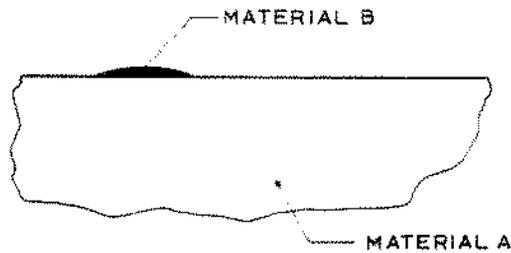


Figura 2.52 Modelo que não deve ocorrer, de uma partícula perdida por desgaste [78].

Baseado nas observações anteriores, Sasada e Norose [79], propuseram o modelo representado esquematicamente pela figura 2.53, onde consideraram que a junção metálica formada é cisalhada pelo movimento de deslizamento. Um fragmento metálico é produzido, aderindo-se a outra superfície criando-se uma nova aspereza sobre a mesma. Após repetidos movimentos, estes fragmentos aderidos crescem em uma ou outra superfície formando um acúmulo de fragmentos transferidos.

A partícula constituída de fragmentos, em um dado momento é liberada por um impulso da superfície oposta, constituindo-se em uma partícula perdida por desgaste.

Baseado nas considerações do modelo ilustrado pela figura 2.53, Sasada e colaboradores [80], consideraram que a carga total era suportada por uma única partícula e se as propriedades do material não se alteram durante o processo de deslizamento, esta seria achatada quando a pressão de contato atinge o seu fluxo plástico. Com o deslizamento, além do achatamento devido a pressão de contato, estas devem alongar-se longitudinalmente devido ao cisalhamento, conforme ilustrado

esquemáticamente pela figura 2.54. Como resultado, tem-se partículas achatadas e alongadas, aderidas às superfícies de deslizamento.

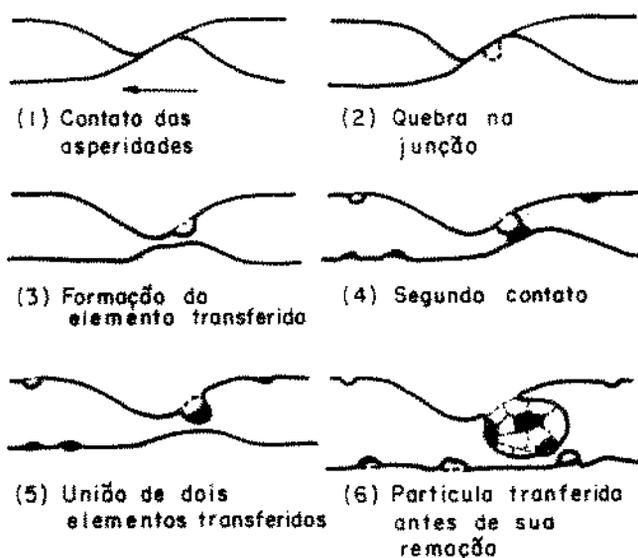


Figura 2.53 Modelo de formação de uma partícula de desgaste, segundo Sasada e Norose [79].

Um estágio final do processo de formação destas partículas de desgaste será o acúmulo e empilhamento de partículas achatadas e alongadas. Devido ao tamanho destas partículas aderentes a superfície do pino, a carga total é suportada por estas sobre a superfície do disco, onde crescem rapidamente em tamanho, sendo removidas do sistema de deslizamento como partículas perdidas por desgaste semelhantes a flocos.

As partículas transferidas não somente aderem ao disco como proposto por Cocks [76], mas as duas superfícies em contato. As partículas aderentes ao disco não podem tornar-se alongadas, em

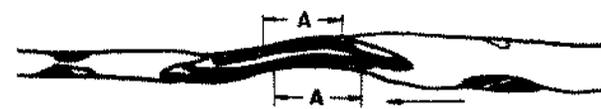
razão dos repetidos passos do pino que não permite o seu crescimento. Somente partículas aderidas ao pino podem alongar-se, para formar uma partícula perdida por desgaste.



(1) Crescimento de partículas transferidas, suportando a carga



(2) Achatamento pela pressão de contato



(3) Alongamento através do movimento de deslizamento



(4) Crescimento das partículas achatadas e alongadas

Figura 2.54 Transferência de partículas achatadas e alongadas, segundo Sasada e colaboradores [80].

Sasada e colaboradores [81], estudaram o comportamento de fragmentos aderentes sobre as superfícies de deslizamento, registrando o movimento transversal das superfícies durante o processo de desgaste. A abertura entre as superfícies em contato,

aumenta gradualmente com a origem e crescimento da partícula aderente transferida, onde subitamente diminui pela remoção de uma partícula perdida por desgaste.

Uma microanálise por raio x, de uma seção do deslizamento, mostrou uma partícula chata alongada, com estrutura mista de ambas as superfícies em contato.

Lin e Brunton [82], observaram diretamente o mecanismo de desgaste por microscopia de varredura de um pino de cobre de alta dureza, em contato contra um disco de aço cementado, em vácuo de 10^{-5} torr.

Exame detalhado do desenvolvimento das partículas de desgaste, mostraram que estas são da forma de lâminas ou escamas de cobre de várias espessuras e tamanhos empilhados. Finas lâminas de cobre, tendem a se acumular somente na aresta de ataque do pino, não se formando na aresta de arraste, para um acabamento espelhado do disco. A medida que a rugosidade do disco aumenta, as lâminas tornam-se mais espessas e maiores, acumulando-se tanto na face de ataque, quanto na face de arraste do pino.

Glaeser [83], analisando o desgaste lubrificado de aço inoxidável, verificou que após sucessivos contatos de deslizamento de metais ducteis, há um significativo crescimento da deformação próxima a região superficial. O processo de remoção envolve fratura mecânica da camada da interface com o substrato, liberando restos de desgaste na forma de escamas ou segmentos.

Jahanmir [84], analisando o contato de um material de baixa dureza contra um material duro, considera que o deslocamento

plástico no material de baixa dureza por protuberâncias duras no material duro é uma observação comum em superfícies desgastadas, e que este deslocamento plástico pode contribuir significativamente para o desgaste.

Um instrutivo experimento para geração de partículas perdidas por desgaste adesivo, foi o deslizamento de um policristal de cobre contra um bicristal de cobre executado por Buckley [8]; onde um grão do bicristal, tinha orientação (111) e o outro (210).

Com uma simples passagem do cobre policristalino sobre o bicristal, desenvolveu-se uma trinca superficial em ambos os grãos do bicristal, conforme ilustrado esquematicamente pela figura 2.55.

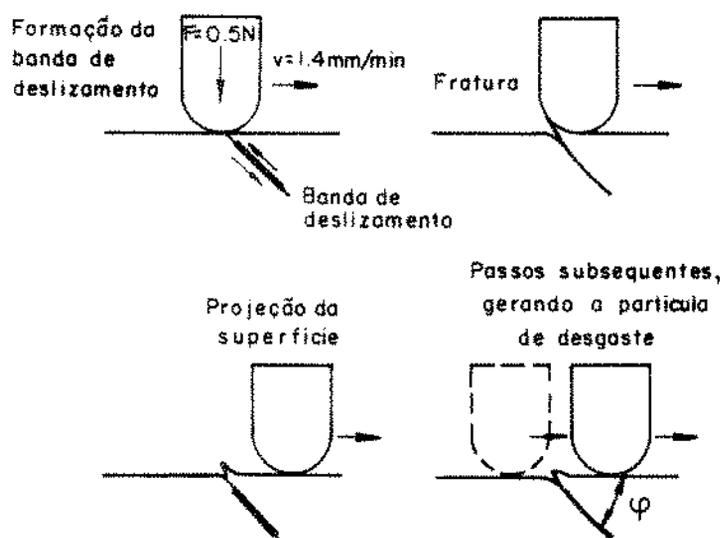


Figura 2.55 Origem da fratura superficial e formação da partícula de desgaste [8] .

Exame desta trinca, indica que a parede da mesma é muito lisa e o material da amostra na direção de deslizamento é curvado para cima do plano da superfície do bicristal. A medida do ângulo entre a trinca e a orientação do plano superficial, indica que a fratura ocorre ao longo das bandas de deslizamento. Uma subsequente passagem do elemento deslizante deverá cisalhar a parte curva e a partícula perdida por desgaste será gerada.

CAPÍTULO 3 - FUNDAMENTOS DE AÇOS BIFÁSICOS

3.1 Introdução

A crise do petróleo em 1973 atingiu muitos países, levando-os a adotar sérias medidas para diminuir e racionalizar o consumo de energia. A indústria automobilística, uma das mais atingidas, passou a aperfeiçoar seus projetos sob vários aspectos, sendo um deles, a redução do peso dos veículos.

A redução do peso dos veículos poderia ser executada de duas formas: reduzindo o tamanho ou substituindo os materiais por outros mais leves.

As chapas utilizadas na indústria automobilística, devem possuir requisitos básicos de alta resistência e boa conformabilidade. Antes de 1960, o aumento de resistência era obtido pelo aumento do teor do carbono, um processo fácil e barato, porém com considerável perda da conformabilidade e soldabilidade.

Pesquisas desenvolvidas nos Estados Unidos no início dos anos 60, mostraram um significativo aumento de resistência dos aços pelo cuidadoso controle da temperatura de processamento final e pelo resfriamento forçado. Estas pesquisas iniciaram o desenvolvimento dos aços de alta resistência com baixo teor de carbono.

Uma classe de aços recentemente desenvolvida para satisfazer a resistência, conformabilidade e soldabilidade é conhecida como aços bifásicos [85].

A pesquisa em aços bifásicos, iniciou-se em 1973, onde revelou-se que os tratamentos intercríticos podem produzir microestruturas de ferrita e martensita, resultando em um grande aumento de ductilidade sem alterar a resistência mecânica [86], e que o aumento de ductilidade foi acompanhado de um aumento na conformabilidade.

A pesquisa em aços bifásicos, teve um grande desenvolvimento na última década, onde novas informações sobre as suas características foram pesquisadas e suas aplicações na indústria automobilística e outros componentes constituem-se um grande interesse tecnológico.

3.2 Conceitos básicos de aços bifásicos

O conceito de aços bifásicos é daquele de um composto [87]. Apesar do nome genérico "bifásico", tais aços podem conter três ou mais fases. A matriz é normalmente ferrítica, de baixa dureza e ductil. A fase de alta resistência é a martensita, mas pode conter pequenas quantidades de bainita, perlita e austenita retida. Genericamente, são sistemas de ligas binárias, constituídas fundamentalmente, de matriz ferrítica e dispersões de ilhas de martensita [88], e dependendo das condições de processamento, podem conter microestruturas mais complexas.

3.3 Tratamentos térmicos intercríticos

Aços com baixo teor de carbono (comumente em torno de

0,20% C), podem ser parcialmente endurecidos através de tempera, a partir de temperaturas intercríticas situadas entre as temperaturas de transformação A_1 e A_3 no diagrama de equilíbrio Fe-C.

Em princípio, podem ser executados dois tipos de tratamentos térmicos intercríticos:

- (a) Aquecimento até uma temperatura intercrítica, seguido de tempera.
- (b) resfriamento a partir de uma temperatura de austenitização, até uma temperatura intercrítica, seguido de têmpera.

Estes processos de tratamentos térmicos intercríticos, são ilustrados esquematicamente pelas figuras 3.1 (a) e (b).

Além destes dois processos de tratamentos térmicos intercríticos básicos, outros pesquisadores [7], desenvolveram outros processos de tratamentos térmicos intercríticos, com seguidos aquecimentos e resfriamentos, que levaram a microestruturas com características diferentes, conforme o processo empregado.

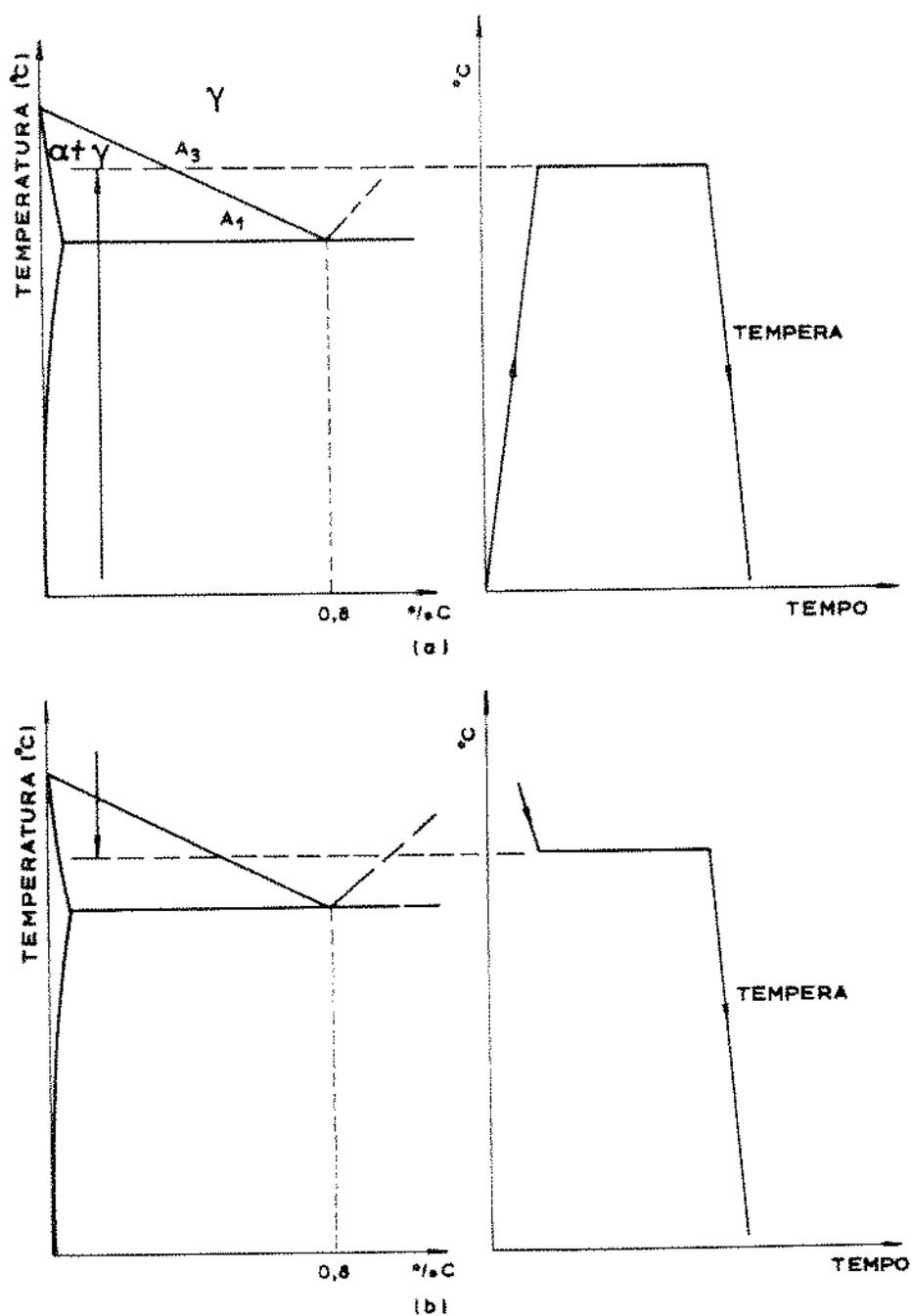


Figura 3.1 Processos de tratamentos térmicos intercríticos: (a) Aquecimento até a temperatura intercrítica, seguido de tempera, (b) Resfriamento a partir da temperatura de austenitização até a temperatura intercrítica, seguido de tempera [7].

3.4 Microestruturas e morfologias

A transformação da austenita na zona intercrítica, é similar à transformação da austenita na zona de austenitização normal. Todavia distinguem-se em dois aspectos:

- (a) O teor de carbono da austenita é uma função da temperatura intercrítica.
- (b) Resulta uma maior ou menor dureza da martensita, originária desta austenita, que pode conter diferentes teores de carbono.

Em baixas temperaturas intercríticas, onde o teor de carbono da austenita é alto, a dureza da martensita resultante é alta e vice-versa. Um fator complicado é o decréscimo da temperatura M_s , com o aumento do teor de carbono.

Em altas taxas de resfriamento [86], toda a austenita se transforma em martensita e em baixas taxas de resfriamento, parte da austenita se transforma em ferrita ou agregados ferrita-carboneto. Em altas temperaturas intercríticas, a fração de austenita que se transforma em produtos não martensíticos é grande, enquanto que em temperaturas intercríticas baixas, esta fração é pequena. Esta maior facilidade na transformação da austenita em martensita é em parte, devido ao seu alto teor de carbono.

Os produtos de transformação obtidos de aquecimento, em temperaturas intercríticas diversas e resfriamentos a diferentes taxas [90], mostraram que pode ser formada uma série de morfologias e produtos de transformação que dependem da

temperatura, tempo e taxa de resfriamento.

A transformação da austenita em martensita em aços bifásicos ocorre em temperaturas M_s relativamente baixas, tal que a fase ferrítica deve deformar-se plasticamente para acomodar a expansão de volume decorrente dessa transformação. Como resultado são geradas altas tensões residuais e alta densidade de discordância na ferrita, próximo ao seu limite com a martensita. Uma estimativa das tensões residuais, indica que o seu valor máximo pode ser da ordem do limite de escoamento da ferrita na temperatura M_s e decresce exponencialmente, a partir da interface martensita-ferrita.

Por outro lado, sabe-se que, em função da composição química do aço e dos tipos de tratamentos térmicos, principalmente em relação a taxa de resfriamento, a microestrutura final do aço poderá ser essencialmente bifásica (ferrita-martensita), ou ser mais complexa, constituída de ferrita, martensita, bainita, austenita retida e vários tipos de agregados de ferrita e carbonetos [7].

Durante o tratamento intercrítico poderá ocorrer variações no teor de carbono da ferrita com efeito crítico na ductilidade.

A martensita pode aparecer na forma de ripas, quando originária de austenita de baixo teor de carbono na zona intercrítica, ou em forma internamente maclada, quando o teor de carbono da austenita for alto [7]. Essa variação na morfologia reflete o efeito da temperatura intercrítica no teor de carbono da austenita.

Com respeito a presença de bainita, tem sido atribuído algumas variações nas características de alguns aços ainda em desenvolvimento, como é o caso dos aços trifásicos, com estrutura ferrita-bainita-martensita.

Como a transformação da austenita em martensita não é completa, parte da austenita fica retida nos aços bifásicos em uma quantidade que varia de 2 a 9% [91]. A austenita retida poderá existir na forma de partículas isoladas de filmes envolvendo a martensita maclada.

O teor de austenita retida aumenta levemente com a diminuição da temperatura intercrítica e com o aumento do teor de carbono [7].

3.5 Propriedades mecânicas

As propriedades mecânicas típicas em tração dos aços bifásicos são: baixa tensão de escoamento, escoamento contínuo, alta taxa de encruamento inicial, alta tensão de tração, boa ductilidade e boa conformabilidade.

As curvas tensão-deformação convencionais mostradas na figura 3.2, permitem comparar genericamente os comportamentos de um aço bifásico, de um aço ao carbono comum e de um aço de alta resistência e baixa liga (ARBL) tratado termicamente [92].

A tensão de escoamento do aço bifásico é menor do que a do aço ARBL, mas o aço bifásico encrua durante boa porcentagem de deformação inicial e a sua resistência posterior é comparável a do aço ARBL [93].

Os aços bifásicos contêm de 5 a 30% em volume de

martensita, cujo teor de carbono pode variar de baixo teor, quando está na forma de ripas, até alto teor, quando ela está na forma internamente maclada. Portanto, tanto a quantidade de martensita quanto o seu teor de carbono, são fatores importantes na resistência da liga, e o mecanismo de deformação é bastante complexo na microestrutura bifásica.

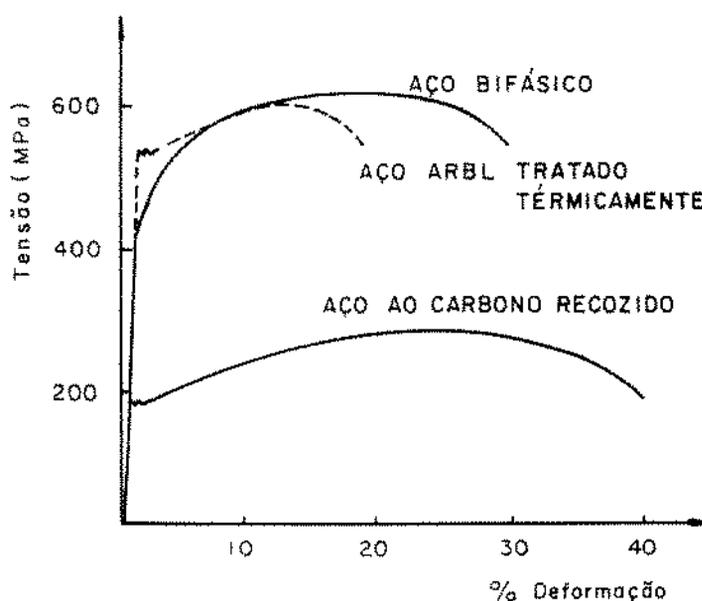


Figura 3.2 Curvas típicas genéricas tensão-deformação convencionais de aços [93].

O comportamento em deformação dos aços bifásicos é bastante complexo, especialmente no estágio inicial. Contudo, é atribuída a alta taxa de encruamento inicial a principal contribuição da boa conformabilidade destes aços [7]. Também a ausência do ponto de escoamento, assegura um bom acabamento superficial na trefilação.

Em relação a alta resistência à tração, é esperado que a resistência dos aços bifásicos deverá aumentar quando a fração de volume e/ou resistência da martensita for aumentada [7, 94].

A ductilidade em termos de alongamento total e uniforme é talvez a propriedade mais difícil de ser entendida em virtude de inúmeros fatores envolvidos tais como: fração volumétrica, teor de carbono, plasticidade e distribuição de martensita, teor de elementos e teor de carbono da ferrita, total de ferrita epitaxial e austenita retida.

3.6 Revenido

Define-se revenido como um tratamento térmico onde um aço temperado é aquecido até uma temperatura inferior ao eutetóide, nela mantido durante um certo tempo, e a seguir resfriado até a temperatura ambiente, com o intuito de permitir que processos de difusão produzam uma estrutura dimensionalmente mais estável e menos frágil [95]. Como resultado final, tem-se uma estrutura que não tem a dureza, nem a resistência, que tinha inicialmente, porém, com ductilidade e tenacidade aumentadas [96].

No ciclo de revenido, a estrutura e as propriedades mecânicas são determinadas pelo tempo de manutenção do material no processo e pela temperatura de tratamento [97]. Verifica-se que, com o aumento da temperatura, as transformações acontecem em questão de segundos a 200°C, em minutos a 100°C, e podem levar anos a cerca de 25°C [96]. Portanto, fica caracterizado que o tempo de revenido será menor quanto maior for a temperatura de

trabalho, para que se obtenha as mesmas características finais no material.

Com o aumento da temperatura de revenido, o limite de escoamento nos aços bifásicos, sofre inicialmente um acréscimo até que a temperatura atinja 400°C, onde após isto, os níveis de tensão começam a diminuir [85]. A tabela 3.1, ilustra a influência da temperatura de revenido sobre o limite de escoamento de aços bifásicos, obtidas por Rashid e Speich.

A resistência máxima decresce com a elevação da temperatura de revenido [85]. A tabela 3.2, ilustra a influência da temperatura de revenido sobre a resistência máxima de aços bifásicos, obtidas por Rashid e Speich.

Tabela 3.1. Influência da temperatura de revenido sobre o limite de escoamento de aços bifásicos [85].

Temperatura (°C)	Rashid	Speich	
	Mn-Si-V (MPa)	Mn (MPa)	Mn-Si-V (MPa)
Temperado	390-386	440	405
200	400-409	471	454
300	474-462	-	-
400	521-512	484	520
500	499-508	449	481
600	-	371	452

Tabela 3.2. Influência da temperatura de revenido sobre a resistência máxima de aços bifásicos [85].

Temperatura (°C)	Rashid	Speich	
	Mn-S -V (MPa)	Mn (MPa)	Mn-Si-V (MPa)
Temperado	699-707	831	700
200	683-685	749	712
300	660-647	-	-
400	637-629	643	647
500	612-622	581	603
600	-	489	553

A ductilidade tem sido avaliada pelas variações nos alongamentos uniforme e total, em função da temperatura de revenido. Aços bifásicos com teores de elementos de liga apresentam alongamentos bem maiores do que em aços ao manganês [85]. Parte da diferença inicial, pode ser explicada pela alta resistência máxima do aço ao manganês, quando comparada ao aço manganês-silício-vanádio. Porém, após um revenido a 200°C os níveis de resistência se igualam e a ductilidade ainda mantém a alta diferença.

As mudanças nos alongamentos uniforme e total, em função da temperatura de revenido, são ilustradas pela figuras 3.3 e 3.4.

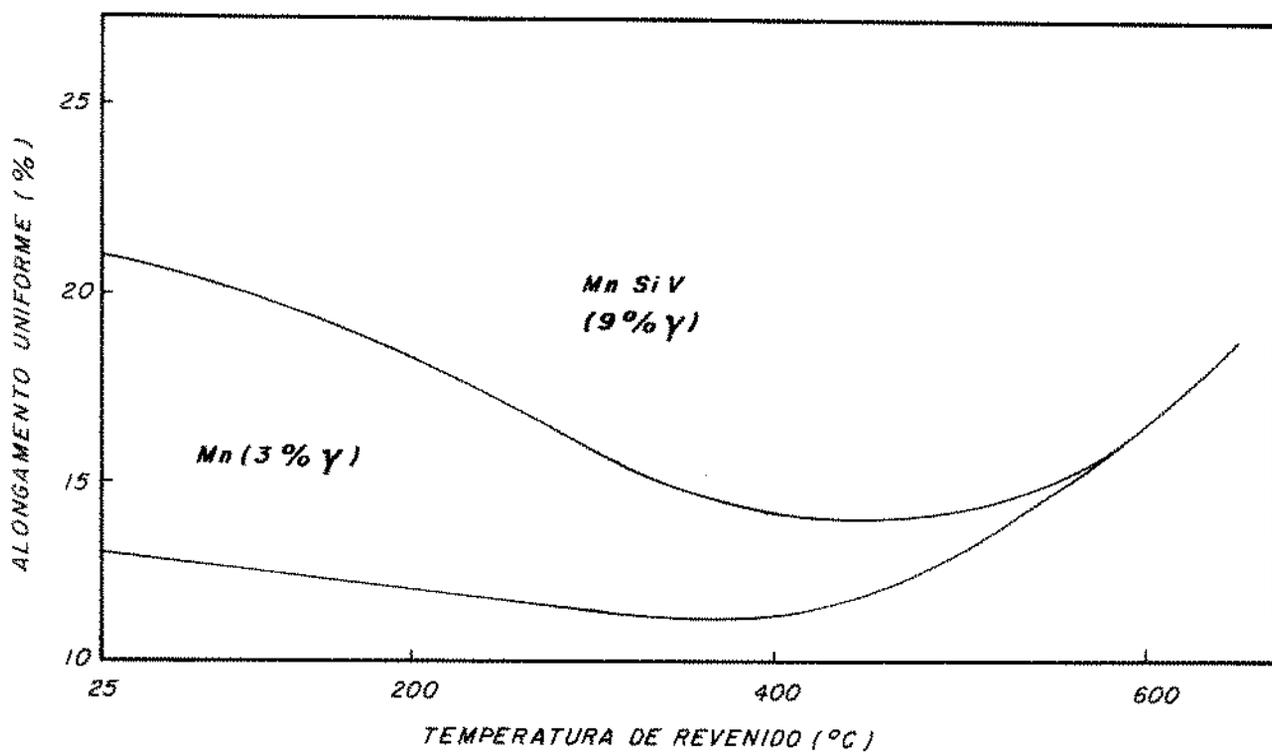


Figura 3.3 Efeito do revenido sobre o alongamento uniforme em aços bifásicos contendo Mn e Mn-Si-v [98].

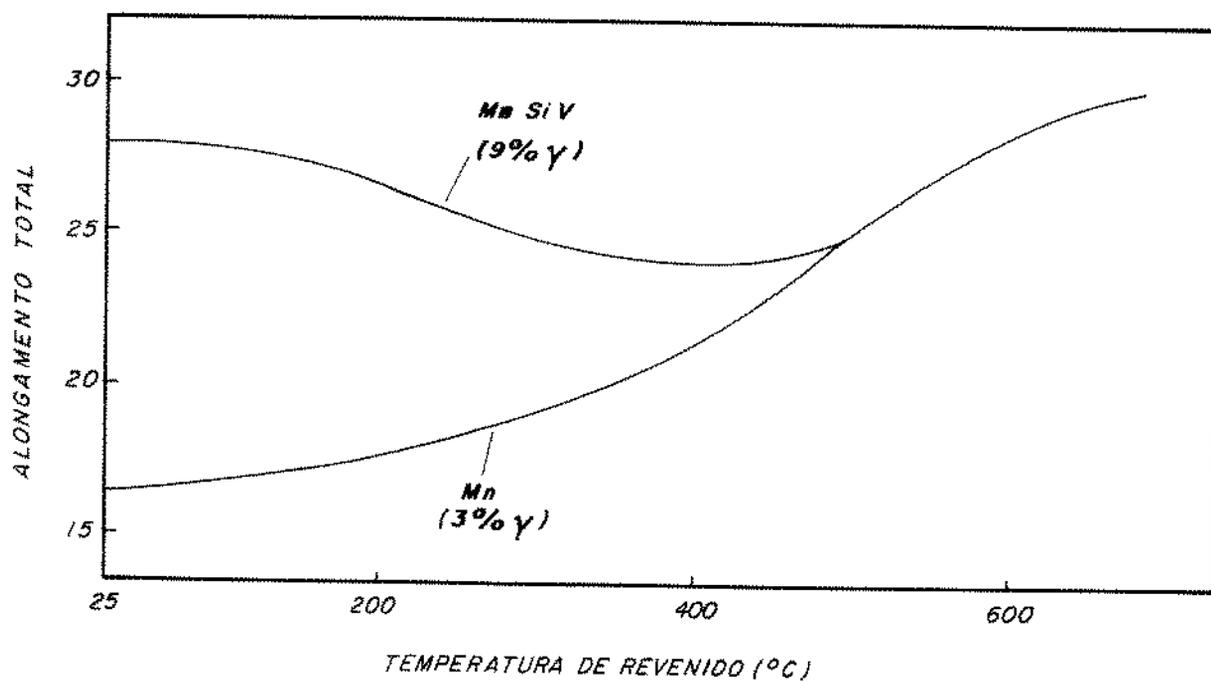


Figura 3.4 Efeito do revenido sobre o alongamento total em aços bifásicos contendo Mn e Mn-Si-V [98].

Estudos relacionados a um aço bifásico com 0,12% de carbono [98], revelaram em relação ao revenido:

- a) Um aumento nos níveis de ductilidade é notado com a aplicação do tratamento de revenido. Os alongamentos total e uniforme elevam-se de maneira mais significativa a partir de 350^oC.
- b) A microdureza das fases apresentaram sensíveis diminuições em baixas temperaturas de revenido, ou seja em torno de 200^oC. Em níveis superiores de temperatura a redução ocorreu de maneira mais acentuada.

CAPÍTULO 4 - MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 Materiais

O material utilizado para a confecção dos pinos de teste, foi adquirido em barras de seção circular de 14,29 mm de diâmetro. Inicialmente, estas barras foram cortadas em tarugos de pequenas dimensões, e estes posteriormente usinados na forma final do corpo de prova.

O material utilizado para a confecção dos discos de teste, foi adquirido com diâmetro de 330 mm. Este material foi usinado na forma final do corpo de prova.

Foi efetuada uma análise química das amostras, caracterizando o material dos pinos como um aço contendo 0,21% de carbono e o material do disco contendo 0,20% de carbono. Estas amostras foram extraídas de barras aleatórias para os pinos e lateralmente nos discos.

4.2 Corpos de prova

Os corpos de prova para ensaios de atrito e desgaste do pino e do disco, foram confeccionados de acordo com o ilustrado na figura 4.1 (a) e (b).

Os corpos de prova para os pinos foram usinados, tratados termicamente e, posteriormente, faceados nas superfícies de apoio e contato com o disco. Estas faces de apoio e contato, foram acabadas em uma sequência de lixas de granulometria 100,

220, 320, 400 e 600, com posterior polimento em pasta de óxido de alumínio.

Os corpos de prova para os discos foram usinados, acabados por retífica e posteriormente tratados superficialmente.

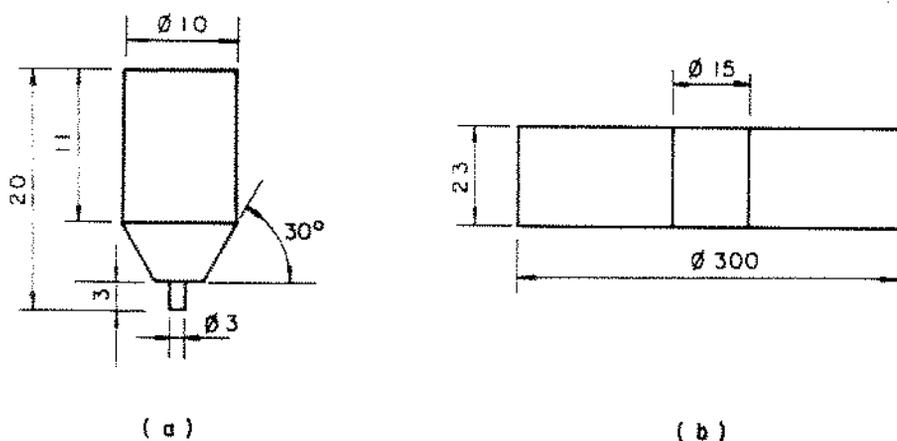


Figura 4.1 Corpos de prova: (a) pino, (b) disco.

4.3 Tratamentos Térmicos

Todos os corpos de prova do pino, sofreram inicialmente, um tratamento térmico de normalização a 950°C durante 60 minutos, visando homogeneizar a microestrutura do material.

Os corpos de provas do pino foram aquecidos até a temperatura intercrítica de 760°C durante 65 minutos, com resfriamento em água gelada a 5°C. Posteriormente a temperatura intercrítica, estes corpos de prova foram divididos em lotes, recebendo os seguintes tratamentos térmicos de revenido:

L₁ - Aquecimento a 350°C durante 120 minutos.

L₂ - Aquecimento a 400°C durante 120 minutos.

L₃ - Aquecimento a 450°C durante 120 minutos.

L₄ - Aquecimento a 550°C durante 120 minutos.

Os tratamentos térmicos dos lotes L₁, L₂, L₃ e L₄ nas temperaturas e tempos especificados, foram resfriados ao ar.

Os tratamentos térmicos citados anteriormente, foram executados em um forno do tipo mufla da marca QUIMIS, com indicador digital de precisão de ± 5°C.

Todos os corpos de prova do disco, sofreram inicialmente, um tratamento térmico de normalização a 950°C durante 120 minutos, visando homogeneizar a microestrutura do material.

Os corpos de prova do disco, foram tratados superficialmente pela empresa Brasimet, segundo o seguinte procedimento:

(a) cementação: T = 900 ± 20°C durante 7 horas, em banho de sal, com 0,8 a 1,0% de potencial de carbono.

(b) resfriamento: T = 160°C durante 10 minutos em sal de martempera AS 140.

(c) revenido: T = 160°C durante 60 minutos, seguido de resfriamento ao ar.

4.4 Análise por microscopia ótica

As amostras utilizadas na análise por microscopia ótica, foram selecionadas aleatoriamente dos lotes, embutidos a frio e lixadas em uma sequência granulométrica de 100, 220, 320, 400 e 600, polidas em pasta de óxido de alumínio e atacadas com

nital 2%, como recomendado para aços carbono.

Por intermédio de um banco metalográfico Neophot 30, foram efetuadas observações qualitativas e quantitativas de aspectos microestruturais, tais como fases presentes, frações volumétricas e microdureza das fases.

Foram realizadas inicialmente observações da microestrutura, fotografando-se as amostras preparadas, caracterizando-se desta forma as fases presentes. A fração volumétrica da martensita foi determinada pela técnica da contagem de pontos [99].

As microdurezas da fase ferrítica e martensítica foram medidas em escala Vickers, utilizando uma carga de 10 g, permitindo com isto medir micro regiões de interesse. Foram efetuadas no mínimo dez medições de microdureza para cada fase presente na amostra.

4.5 Análise por microscopia eletrônica de varredura

As amostras utilizadas na análise por microscopia eletrônica de varredura, foram selecionadas após os ensaios de desgaste, para várias condições de carga, velocidade de deslizamento e percurso de deslizamento. As superfícies das amostras, devidamente protegidas após os ensaios, foram limpas e sobre as mesmas executadas observações com aumentos que variavam de 200 a 10.000 vezes, em microscópio de marca Cambridge Modelo SE4-10.

4.6 Banco de ensaio de atrito e desgaste

Para se executar os ensaios de atrito e desgaste desejados, um banco de ensaio do tipo pino-disco foi projetado e construído nas oficinas da Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, sendo instalado no laboratório do Departamento de Materiais e Tecnologia.

O banco de ensaio de atrito e desgaste é composto pelos seguintes sistemas:

- (a) Sistema de acionamento.
- (b) Sistema de aplicação da carga.
- (c) Sistema de medida de rotação.
- (d) Sistema de medida da força de atrito.

A figura 4.2, ilustra esquematicamente o conjunto do banco de ensaio de atrito e desgaste, com cada um dos sistemas indicados.

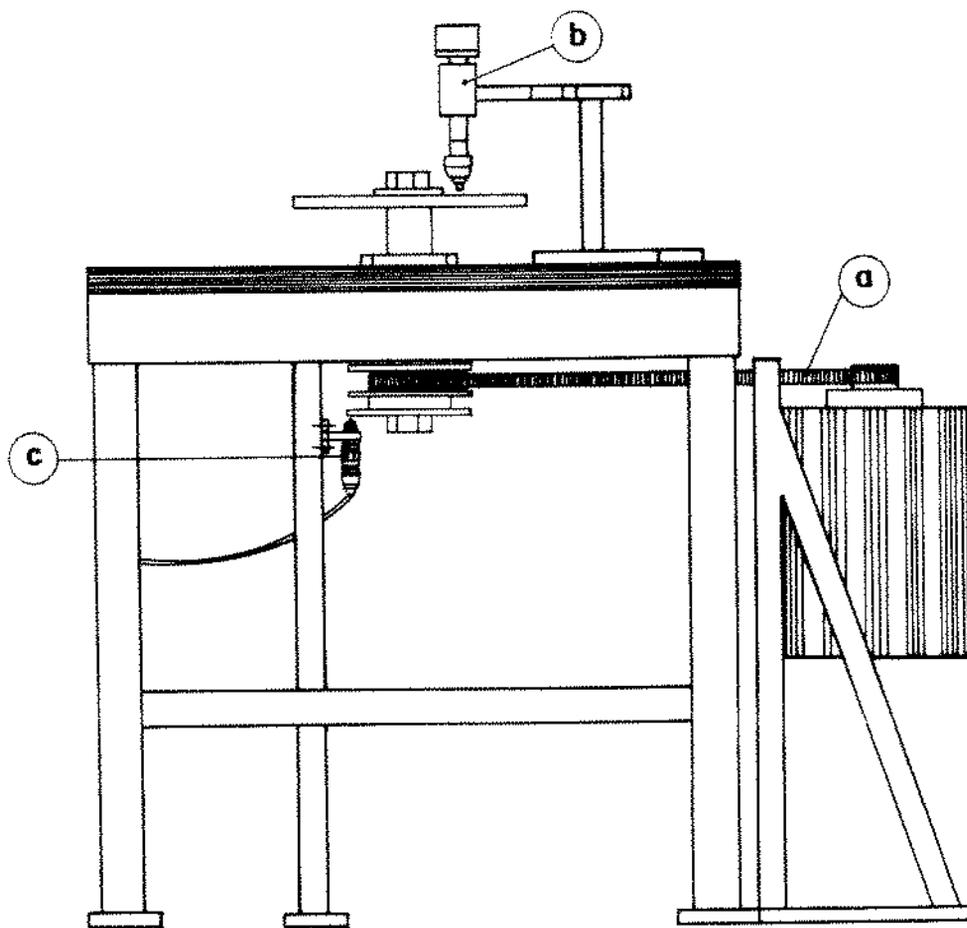


Figura 4.2 Esquema do conjunto do banco de ensaio de atrito e desgaste.

A figura 4.3, ilustra o conjunto do banco de ensaio de atrito e desgaste, com cada um dos sistemas citados.

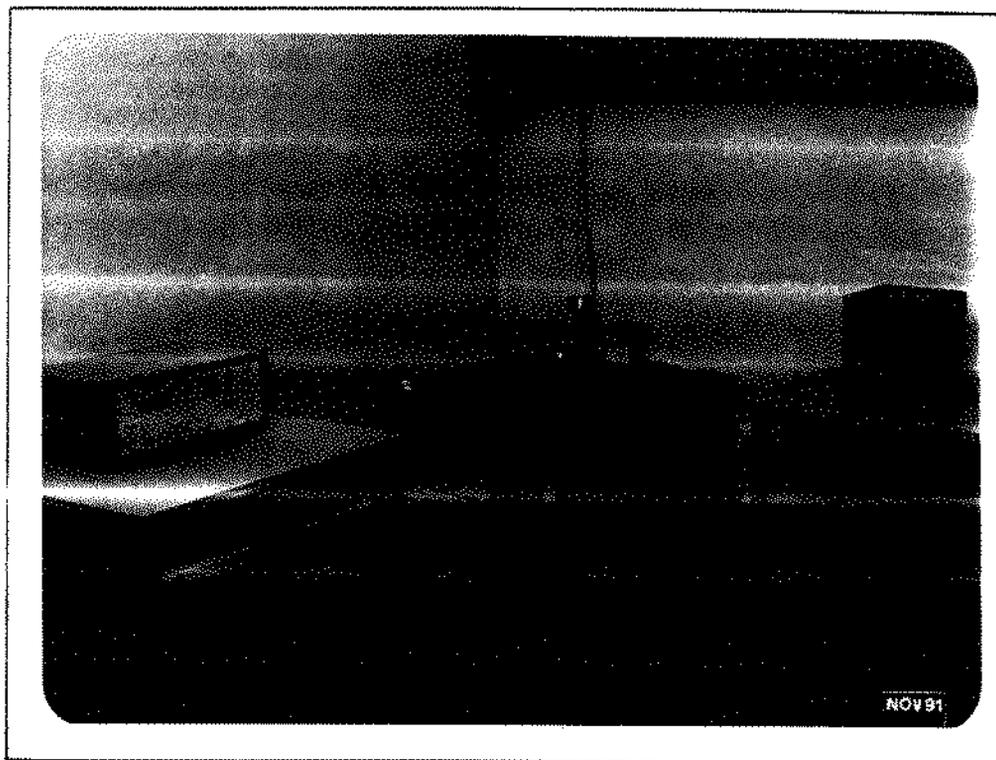


Figura 4.3 Conjunto do banco de ensaio de atrito e desgaste.

(a) Sistema de acionamento

Para o acionamento do banco de ensaio de atrito e desgaste, foi utilizado um variador de velocidade marca Varimot, com motor de 1472 W de potência e velocidade nominal de 1720 r p m, permitindo obter rotações na faixa de 0 a 1600 r p m.

O variador de velocidade (1) é acoplado ao eixo vertical (2) responsável pelo acionamento do disco, por

intermédio das polias (3) e correia dentada (4), que objetivam evitar o escorregamento durante os ensaios, mantendo sincrona as rotações do variador de velocidade e o eixo vertical.

A figura 4.4, ilustra o esquema do sistema de acionamento.

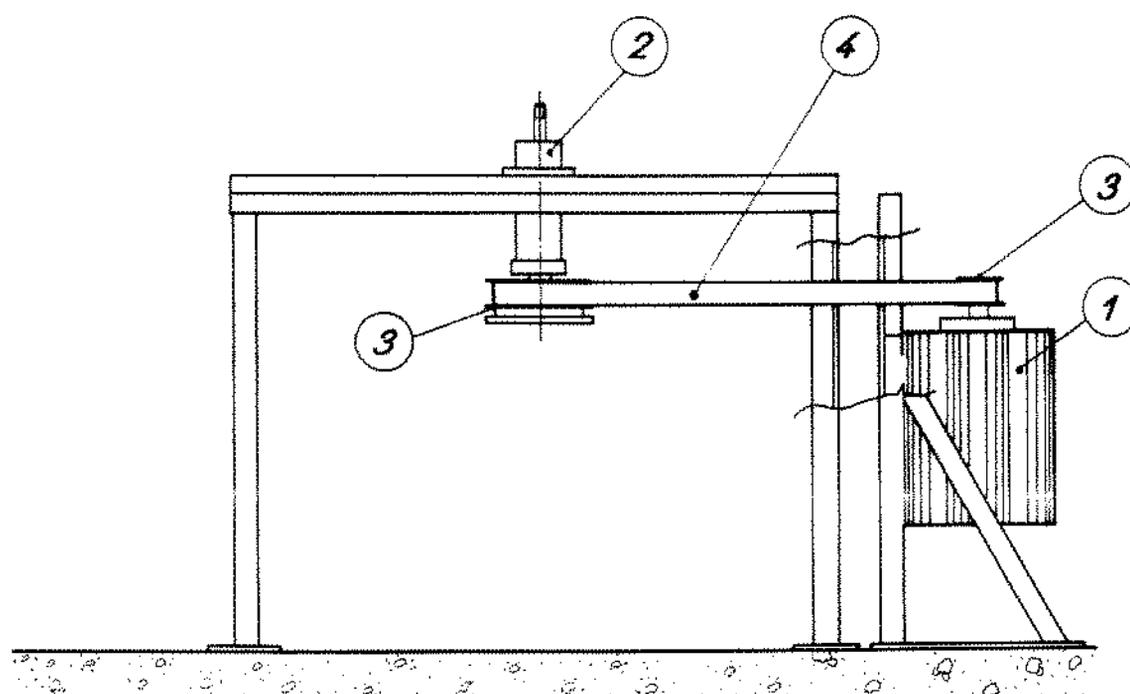


Figura 4.4 Esquema do sistema de acionamento.

A figura 4.5, ilustra os detalhes da transmissão do variador para o eixo vertical.

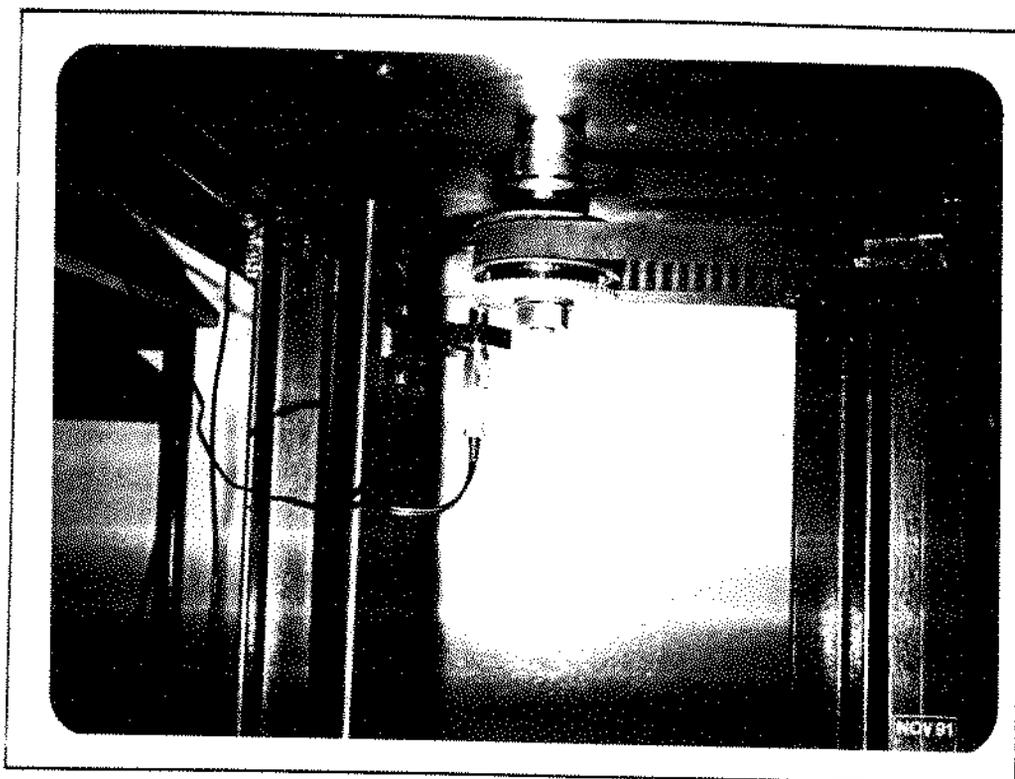


Figura 4.5 Detalhes da transmissão do variador para o eixo vertical.

(b) Sistema de aplicação da carga

A carga aplicada sobre o pino de prova durante os ensaios de atrito e desgaste é executada por peso morto, aplicado em uma haste (1) que prende o pino de prova por meio do porta pino de prova (2), comprimindo o mesmo contra a superfície do disco.

A haste de aplicação de carga é guiada por um furo no braço de atrito (3), sendo a eliminação da rotação da mesma durante os ensaios, feita por um pequeno guia em posição paralela a haste. A figura 4.6, ilustra esquematicamente o sistema de aplicação da carga.

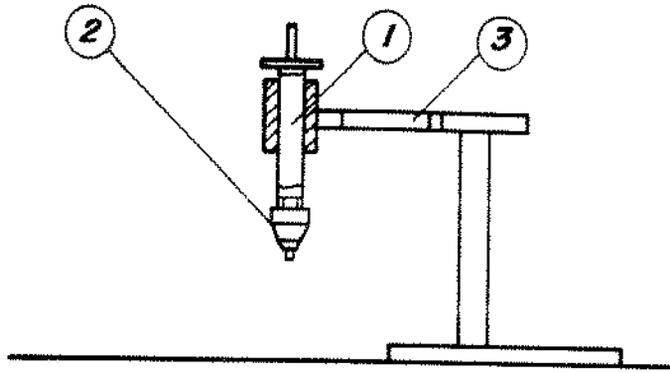


Figura 4.6 Esquema do sistema de aplicação da carga.

As figuras 4.7(a) e (b), ilustram respectivamente o sistema de aplicação da carga, com detalhes do braço de atrito e detalhes da haste de aplicação da carga e do porta pino de prova.

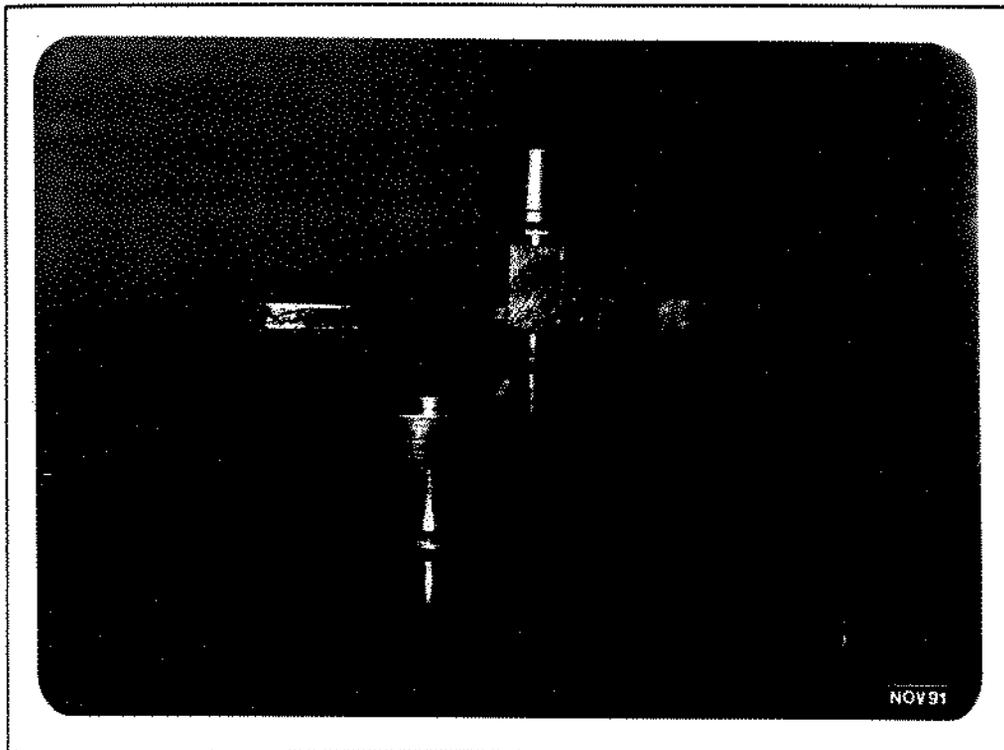


Figura 4.7(a) Sistema de aplicação da carga.

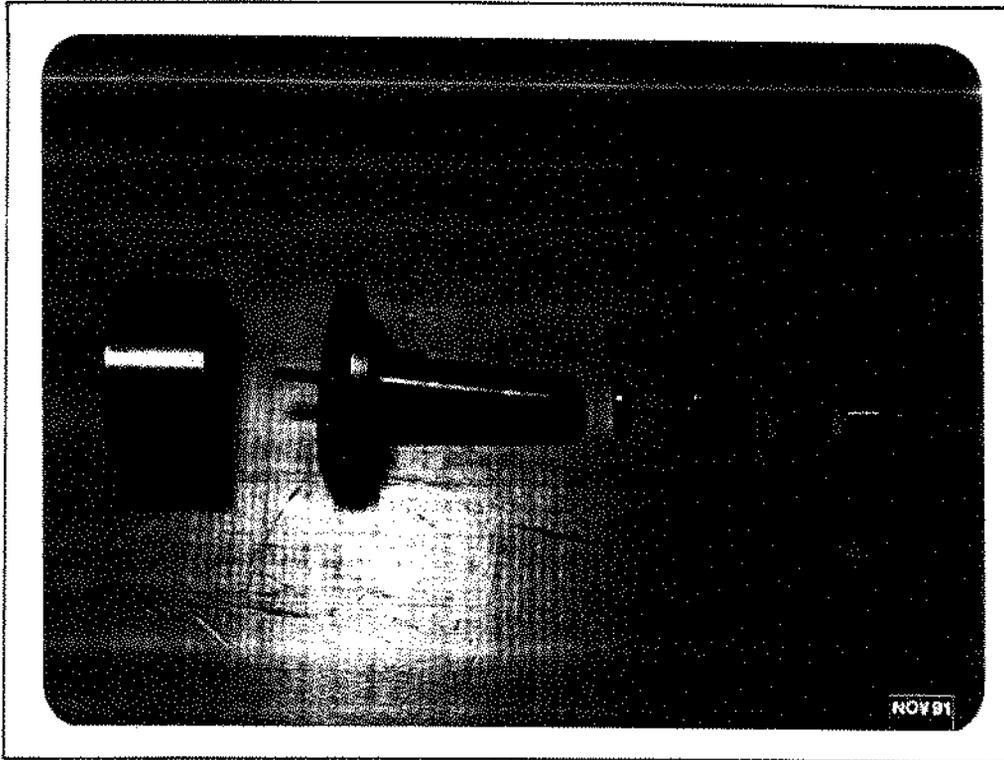


Figura 4.7(b) Detalhes da haste de aplicação da carga e do porta pino de prova.

(c) Sistema de medida de rotação

Para o controle efetivo da velocidade de deslizamento no ensaio de atrito e desgaste, foi utilizado um pick-up magnético (1) da marca Alfa modelo 5501, que coleta os pulsos magnéticos produzidos pelos dentes de uma engrenagem (2) de 100 mm de diâmetro com 60 dentes. Estes pulsos magnéticos são enviados a um tacômetro digital da marca Alfa modelo 1501, onde se obtém diretamente a rotação no eixo de acionamento vertical (3) em r p m.

As figuras 4.8 e 4.5, ilustram respectivamente o esquema do sistema de medida de rotação e o sistema de medida de rotação.

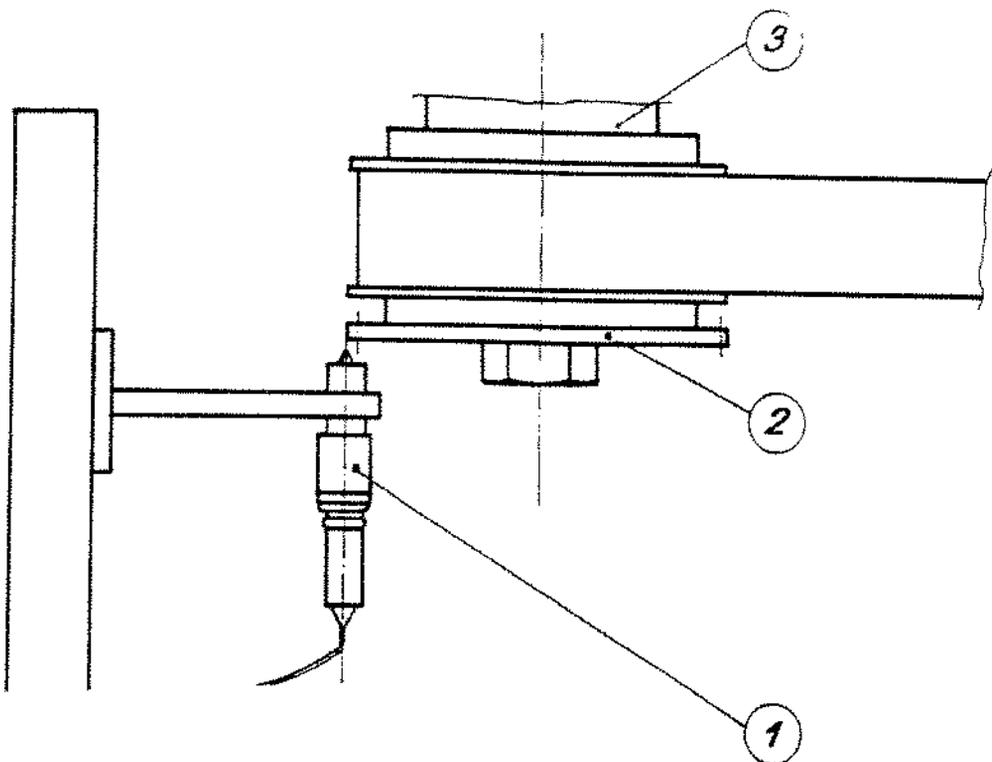


Figura 4.8 Esquema do sistema de medição de rotação.

(d) Sistema de medição da força de atrito

O sistema de medição da força de atrito é baseado em uma célula de carga do tipo anel (1) de strain gages (2). O anel de strain gages com reforços (3) em ponte completa, sofre uma flexão devido a força de atrito entre o pino e o disco, deformando a lâmina (4) e portanto o anel com strain gages devidamente colados. A deformação dos strain gages, desbalanceia a ponte completa, produzindo uma tensão equivalente à deformação produzida.

As figuras 4.9(a) e (b), ilustram esquematicamente o sistema de medição de atrito e o anel de strain gages respectivamente.

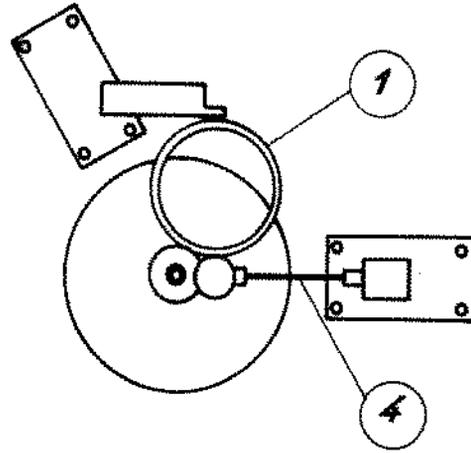
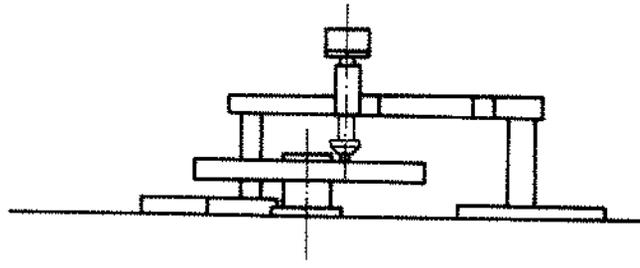


Figura 4.9(a) Esquema do sistema de medida da força de atrito.

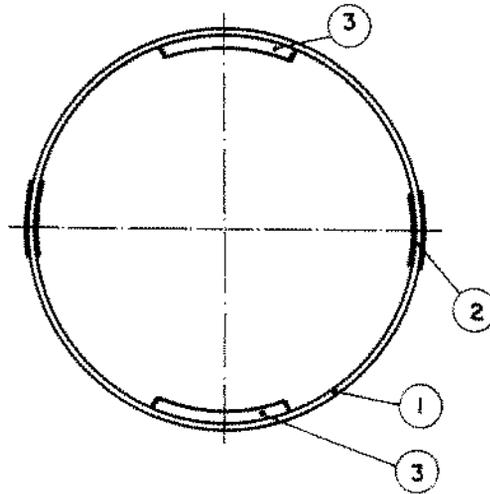


Figura 4.9(b) Esquema do anel de strain gages.

A figura 4.10, ilustra o sistema de medida da força de atrito.

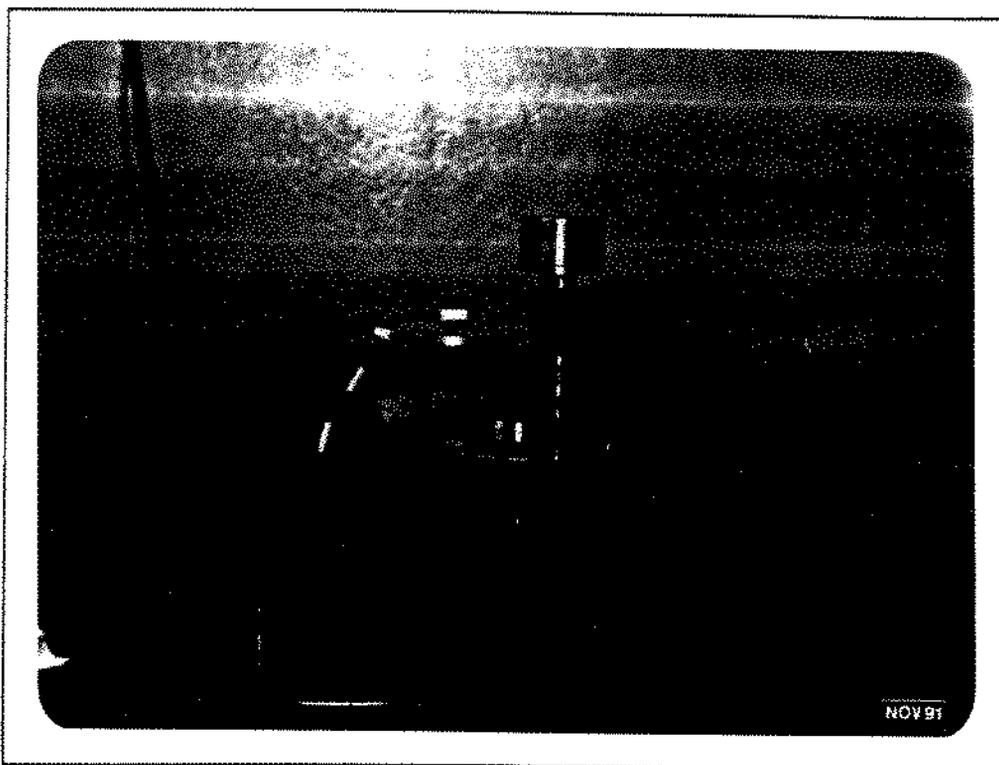


Figura 4.10 Sistema de medida da força de atrito.

Os strain gages utilizados são da marca Kyowa do tipo KFC-5-C1-11, possuindo as seguintes características:

- Resistência $120,2 \pm 0,3 \Omega$.
- Fator gage $2,10 \pm 1\%$.
- Mudança do fator gage com a temperatura $0,015\%/^{\circ}\text{C}$.

A ponte amplificadora é da marca Interface, de modelo AB-120/350, com indicador digital para transdutores.

4.7 Calibração do banco de ensaio de atrito e desgaste

Para que houvesse confiabilidade nos resultados dos ensaios realizados no banco de ensaio de atrito e desgaste, foi feita a calibração de:

- (a) Pesos de aplicação de carga (peso morto).
- (b) Rotação no eixo vertical de acionamento.
- (c) Sistema de medida de atrito.

(a) Pesos de aplicação de carga (peso morto)

Os pesos utilizados para a aplicação do carregamento sobre o pino de ensaio, foram calibrados por pesagem em balança de precisão de $\pm 0,1$ g.

(b) rotação no eixo vertical de acionamento

A rotação no eixo vertical de acionamento, foi determinada por um tacômetro digital da marca Tako tipo TD301, com precisão de ± 1 r p m. Para o sistema em operação de deslizamento pino-disco, determinou-se um desvio médio de ± 3 r p m.

(c) Sistema de medida de atrito

Para a calibração do sistema de medida de atrito, foi utilizado o dispositivo esquematizado pela figura 4.11.

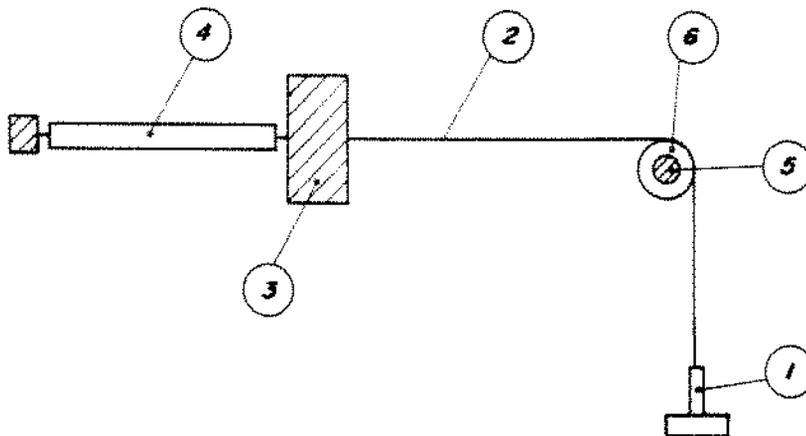


Figura 4.11 Esquema do Dispositivo de calibração do sistema de medida de atrito.

A calibração do sistema de medida de atrito foi executada aplicando-se cargas calibradas no suporte de carga (1), que por intermédio do fio de pequeno diâmetro de corda de piano (2), aplica um carregamento no braço de atrito (3), na direção central do anel de strain gages (4). Para que o atrito fosse mínimo na região de contato do fio de corda de piano e o suporte (5), utilizou-se uma bucha de teflon (6). A figura 4.11, ilustra o dispositivo utilizado para a calibração do sistema de medida de atrito.

Os valores médios de calibração de três medidas da voltagem em mV, obtidos na subida e na descida, durante o procedimento de calibração, são dados pela tabela 4.1.

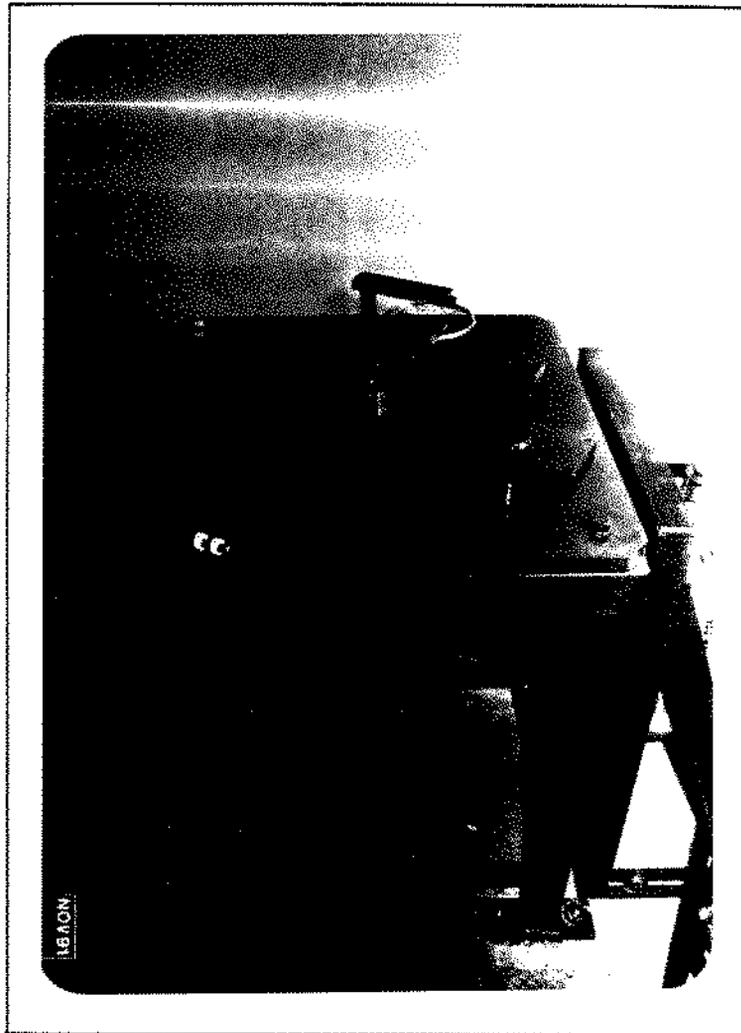


Figura 4.12 Dispositivo de calibração do sistema de medida de atrito.

Tabela 4.1 Valores médios de calibração na subida e na descida em (mV), em função da carga aplicada em (N).

carga (N)	subida (mV)	descida (mV)
0	0,000	0,000
11,9	0,172	0,176
21,5	0,330	0,350
31,1	0,484	0,542
40,7	0,644	0,694
50,3	0,796	0,850
59,9	0,952	1,002
69,5	1,160	1,208
88,7	1,480	1,600
107,9	1,738	1,888
127,1	2,056	2,232
146,3	2,238	2,256
165,5	2,700	2,888
184,7	3,010	3,212
232,7	3,794	3,794

A equação (17) é representada graficamente pela figura

4.13.

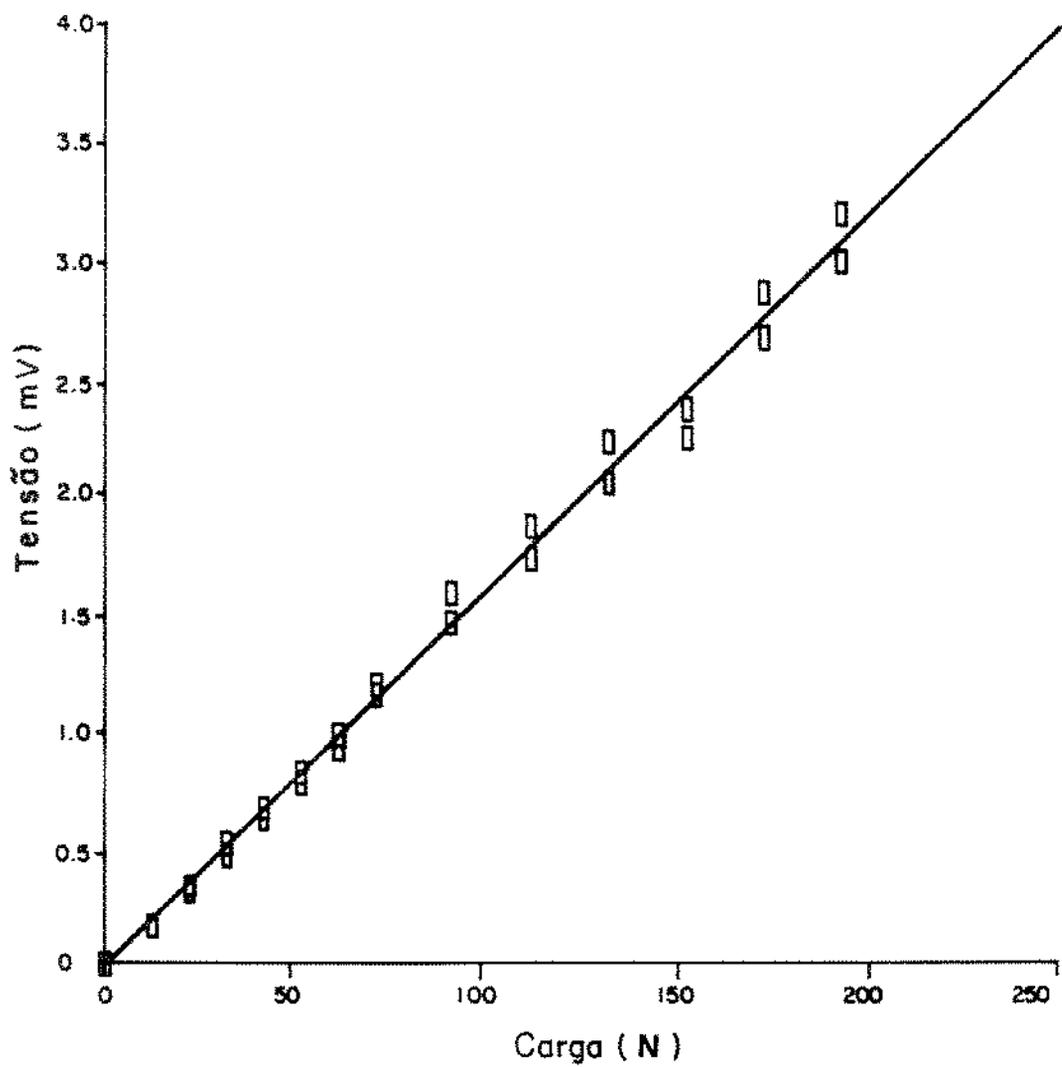


Figura 4.13 Retas de calibração do sistema de medida de atrito.

Por regressão polinomial, foi obtida a equação da reta de calibração, dada por:

$$\Delta V = 18,39 \times 10^{-3} P - 89,20 \times 10^{-3} \quad (17)$$

$$\text{Variância} = -4,95 \times 10 \quad (18)$$

onde: ΔV = diferença de potencial medida (mV).

P = carregamento (N)

4.8. Ensaios de atrito

Os ensaios de atrito foram executados para o par, aço ABNT-1020 normalizado contra aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza e aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450⁰C contra aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza.

Os ensaios de atrito para os dois pares citados, foram executados para as seguintes condições:

(a) velocidade de deslizamento variável,

$$V1 = 0,52 \text{ m/s} \quad V2 = 1,05 \text{ m/s} \quad V3 = 1,57 \text{ m/s}$$

$$V4 = 2,09 \text{ m/s} \quad V5 = 2,62 \text{ m/s}$$

e cargas constantes,

$$P1 = 32,0 \text{ N} \quad P2 = 63,7 \text{ N} \quad P3 = 97,6 \text{ N}$$

$$P4 = 133,0 \text{ N} \quad P5 = 165,5 \text{ N}$$

(b) carga variável,

$$P1 = 32,0 \text{ N} \quad P2 = 63,7 \text{ N} \quad P3 = 97,6 \text{ N}$$

$$P4 = 133,0 \text{ N} \quad P5 = 165,5 \text{ N}$$

e velocidades de deslizamento constantes,

$$V1 = 0,52 \text{ m/s} \quad V2 = 1,05 \text{ m/s} \quad V3 = 1,57 \text{ m/s}$$

$$V_4 = 2,09 \text{ m/s} \quad V_5 = 2,62 \text{ m/s}$$

Para cada uma das condições acima citadas, foram executados três ensaios, com três diferentes corpos de prova, determinando-se a média destes valores.

Para cada um dos ensaios citados, o corpo de prova foi limpo na superfície de contato com acetona, objetivando a retirada de sujeira ou gordura proveniente do manuseio.

O disco de prova recebe um acabamento com lixa 600 durante 3 minutos no próprio local de ensaio, sendo posteriormente limpo com acetona, para a retirada de sujeira ou gordura.

Após cada ensaio, o banco de ensaio foi sujeito a uma limpeza geral, por escovamento e aspiração com o objetivo de remover qualquer resíduo que pudesse interferir na região de contato do pino-disco.

4.9 Ensaios de desgaste

Os ensaios de desgaste foram executados para o par aço ABNT-1020 normalizado e aço ABNT-1020 bifásico revenido contra aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza, sujeito as seguintes condições:

(a) Par de deslizamento aço ABNT-1020 normalizado - aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza.

(a.1) Velocidade de deslizamento variável,

$$V_1 = 0,52 \text{ m/s} \quad V_2 = 1,05 \text{ m/s} \quad V_3 = 1,57 \text{ m/s}$$

$V_4 = 2,09 \text{ m/s}$ $V_5 = 2,62 \text{ m/s}$

mantendo-se constantes a carga $P = 65,8 \text{ N}$ e o percurso de desgaste $L = 11.310 \text{ m}$.

(a.2) Carga variável,

$P_1 = 33,9 \text{ N}$ $P_2 = 52,8 \text{ N}$ $P_3 = 65,8 \text{ N}$

$P_4 = 72,1 \text{ N}$ $P_5 = 99,6 \text{ N}$

mantendo-se constantes a velocidade de deslizamento $V = 1,57 \text{ m/s}$ e o percurso de deslizamento $L = 11.310 \text{ m}$.

(a.3) Percurso de deslizamento variável.

$L_1 = 3.930 \text{ m}$ $L_2 = 7.620 \text{ m}$ $L_3 = 11.310 \text{ m}$

$L_4 = 15.000 \text{ m}$ $L_5 = 18.690 \text{ m}$

mantendo-se constantes a velocidade de deslizamento $V = 1,57 \text{ m/s}$ e a carga $P = 65,8 \text{ N}$.

(b) Par de deslizamento aço ABNT - 1020 bifásico revenido a 450°C - aço ABNT - 1020 cementado com 58 HRC de dureza.

(b.1) Carga variável,

$P_1 = 33,9 \text{ N}$ $P_2 = 52,8 \text{ N}$ $P_3 = 65,8 \text{ N}$

$P_4 = 72,1 \text{ N}$ $P_5 = 99,6 \text{ N}$

mantendo-se constantes a velocidade de deslizamento $V = 1,57 \text{ m/s}$ e o percurso de deslizamento $L = 11.310 \text{ m}$.

(b.2) percurso de deslizamento variável,

$L_1 = 3.930 \text{ m}$ $L_2 = 7.620 \text{ m}$ $L_3 = 11.310 \text{ m}$

$L_4 = 15.000 \text{ m}$ $L_5 = 18.690 \text{ m}$

mantendo-se constantes a velocidade de deslizamento $V = 1,57$ m/s e a carga $P = 65,8$ N.

(c) Par de deslizamento aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C
- aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza.

(c.1) Velocidade de deslizamento variável,

$V_1 = 0,52$ m/s $V_2 = 1,05$ m/s $V_3 = 1,57$ m/s

$V_4 = 2,09$ m/s $V_5 = 2,62$ m/s

mantendo-se constantes a carga $P = 65,8$ N e o percurso de deslizamento $L = 11.310$ m.

(d) Par de deslizamento aço ABNT-1020 bifásico revenido - aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza.

(d.1) Temperatura de revenido variável $^{\circ}\text{C}$

$^{\circ}\text{C} = 350$ $^{\circ}\text{C} = 400$ $^{\circ}\text{C} = 450$

mantendo-se constante a carga $P = 65,8$ N, a velocidade de deslizamento $V = 1,57$ m/s e o percurso de deslizamento $L = 11.310$ m.

Cada ensaio de desgaste é executado em um novo corpo de prova, com vistas a não haver interferências provocadas pelas paradas.

A preparação dos corpos de prova e do banco de ensaio, são as mesmas citadas para o caso de ensaios de atrito.

4.10 Medidas de desgaste

Para se avaliar o melhor método de medida de desgaste, utilizou-se inicialmente dois métodos:

(a) Método da pesagem

O método da pesagem consta em se executar a pesagem do corpo de prova antes e após o ensaio, determinando-se a variação em peso resultante do material removido por desgaste.

Para a execução deste método o corpo de prova foi limpo com acetona, retirando-se a sujeira ou gordura proveniente do manuseio, sendo posteriormente pesado em balança analítica com precisão de décimos de miligramas.

Após o ensaio, o corpo de prova é novamente limpo e pesado, determinando-se desta forma o peso de material removido pelo desgaste.

(b) Método da medida

O método da medida constou em se executar a medida do corpo de prova antes e após o ensaio, determinando-se a variação do comprimento do corpo de prova. A partir desta determinação, conhecendo-se a área de atritamento e o peso específico, obtém-se o peso de material removido pelo desgaste.

Para a execução do método da pesagem e do método da medida, foram utilizados os seguintes equipamentos:

Pesagem - balança analítica Mettler H 10W, com precisão de décimos de miligramas.

Medida - Metroscópio horizontal de medição, KARL ZEISS, com precisão de décimos de micras.

4.11 Medidas de dureza relativa da superfície desgastada

Para uma avaliação das alterações de dureza relativa na superfície desgastada, foram executadas medidas da mesma nas regiões de ataque (A), central (C) e de fuga (F) dos pinos de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C e 450°C conforme ilustrado pela figura 4.14, sujeito a várias condições de carga, velocidade de deslizamento e percurso de deslizamento.

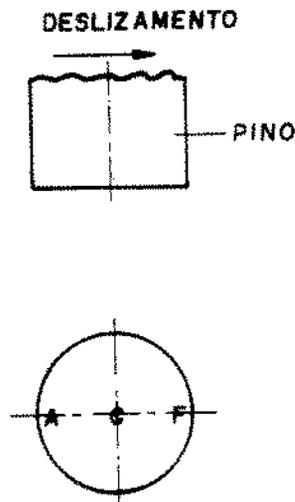


Figura 4.14 Regiões de ataque (A), Central (C) e Fuga (F) na superfície desgastada do pino.

4.12 Medidas de dureza na secção transversal da superfície desgastada.

Para uma avaliação das alterações de dureza abaixo da superfície desgastada, foram executadas medidas em uma seção transversal à superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , sujeito a um carregamento de 65,8 N, uma velocidade de deslizamento de 1,57 m/s e um percurso de deslizamento de 7.620 m.

A figura 4.15, ilustra os pontos de medidas de dureza em uma seção transversal a superfície desgastada do pino.

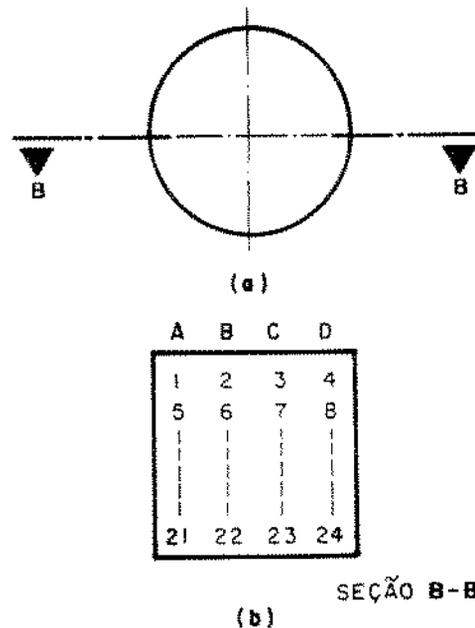


Figura 4.15 Seção transversal (b), da superfície desgastada do pino (a).

CAPÍTULO 5 - RESULTADOS

5.1 Composição química

As barras de aço de seção circular, apresentaram a composição química em peso, indicada pela tabela 5.1.

Tabela 5.1 Composição química do aço

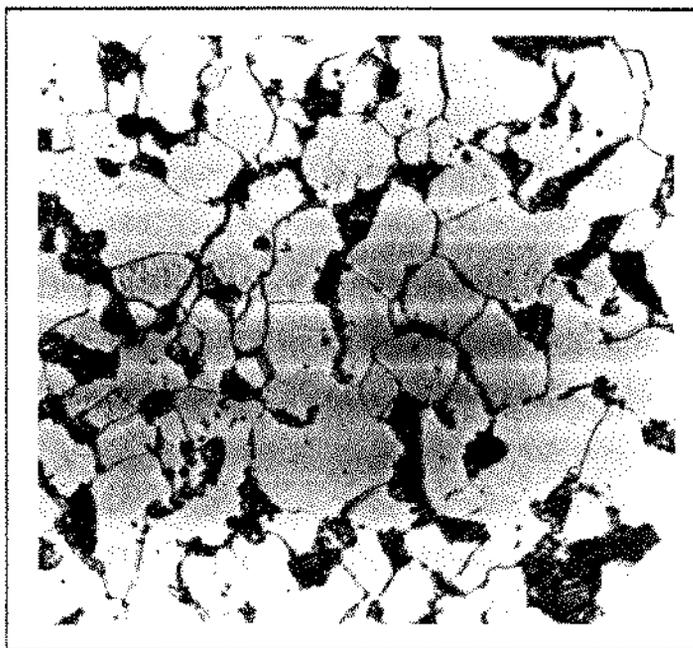
Elemento	C	Mn	S	Mo	Al	V
% peso	0,21	0,37	0,026	0,03	0,024	0,004
Elemento	Si	P	Cr	Cu	Ti	Ni
% peso	0,22	0,024	0,18	0,18	0,026	0,08

5.2 Caracterização da microestrutura

Para as observações qualitativas e quantitativas das características microestruturais das amostras, utilizou-se técnicas de microscopia ótica e microdureza. A microscopia ótica por utilizar baixos aumentos, permite a observação de grandes áreas, sendo importante na observação da homogeneidade da microestrutura. As medidas de microdureza da martensita, permitem acompanhar a influência deste constituinte sobre desgaste.

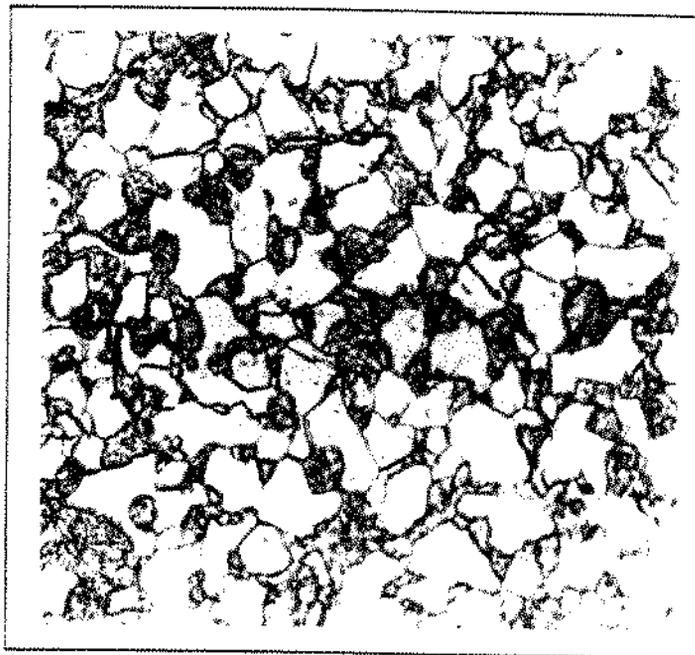
Com o tratamento térmico de normalização, a uma temperatura de 950°C, obteve-se uma microestrutura composta de ferrita e perlita, ilustrada pela figura 5.1.

Após o tratamento térmico de normalização, foi executado o tratamento térmico intercrítico a uma temperatura de 760°C , seguido de resfriamento em água gelada a 5°C , obtendo-se uma microestrutura bifásica, apresentando os microconstituintes ferrita e martensita, conforme ilustrado pela figura 5.2.



umento 800 X

Figura 5.1 Microestrutura do aço ABNT-1020 com $0,21\%C$, normalizado a 950°C , atacado com nital 2% , apresentando perlita e ferrita.

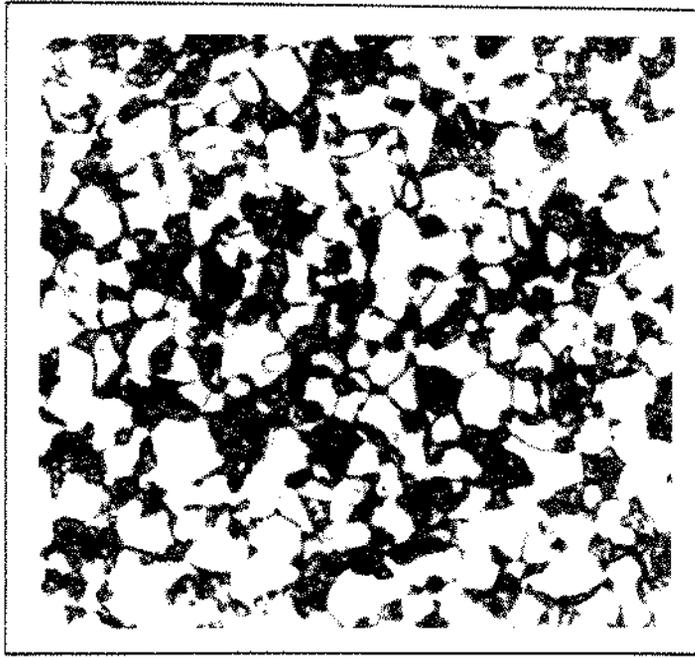


aumento 500X

Figura 5.2 Microestrutura do aço ABNT-1020 bifásico com 0,21%C, obtido por tempera em água gelada na zona intercrítica, atacada com nital 2%, apresentando martensita e ferrita.

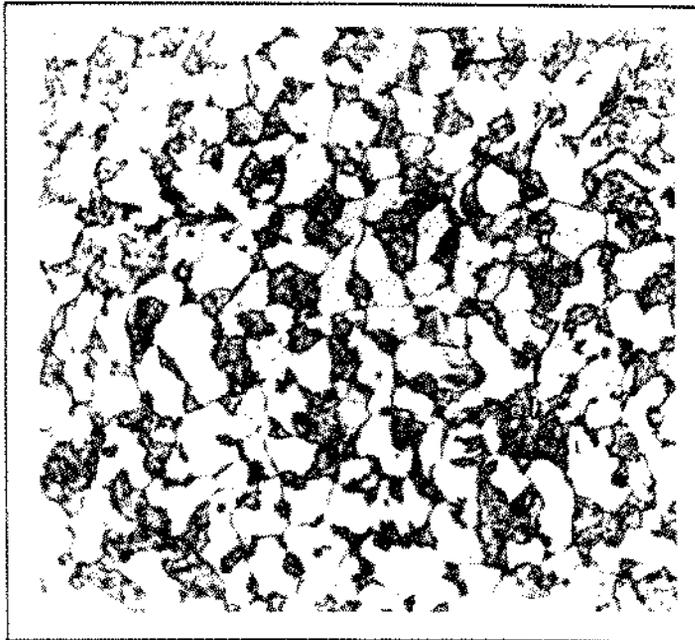
Após o tratamento intercrítico, a microestrutura bifásica foi revenida a 300, 350, 400, 450 e 550°C. A microestrutura bifásica para o revenido a 400 e 450°C são ilustrados pelas figuras 5.3(a) e (b) respectivamente.

(a)



umento 500 X

(b)



umento 500 X

Figura 5.3 Microestrutura bifásica do aço com 0,21%C, obtido por tempera em água gelada na zona intercrítica, atacada com nital 2%, apresentando martensita e ferrita.

(a) revenido a 400°C.

(b) revenido a 450°C.

O aço ABNT-1020 normalizado, apresentou a dureza de 118 HV.

O aço ABNT-1020 bifásico, apresentou a microdureza da martensita de 1095 HV e da ferrita de 220 HV., com frações volumétricas de martensita e ferrita de 68,3% e 31,7% respectivamente.

Os resultados de medidas de microdureza para as várias condições de tratamento do aço ABNT-1020 bifásico revenido são apresentados pela tabela 5.2.

Tabela 5.2 Microdureza da martensita e da ferrita para o aço ABNT-1020 bifásico revenido (120 minutos).

Temperatura de revenido °C	Martensita	Ferrita
	HV	HV
300	681	152
350	510	147
400	464	146
450	397	145
550	330	137

A figura 5.4, ilustra a variação da microdureza da martensita e da ferrita com a temperatura de revenido para o aço ABNT-1020 bifásico revenido.

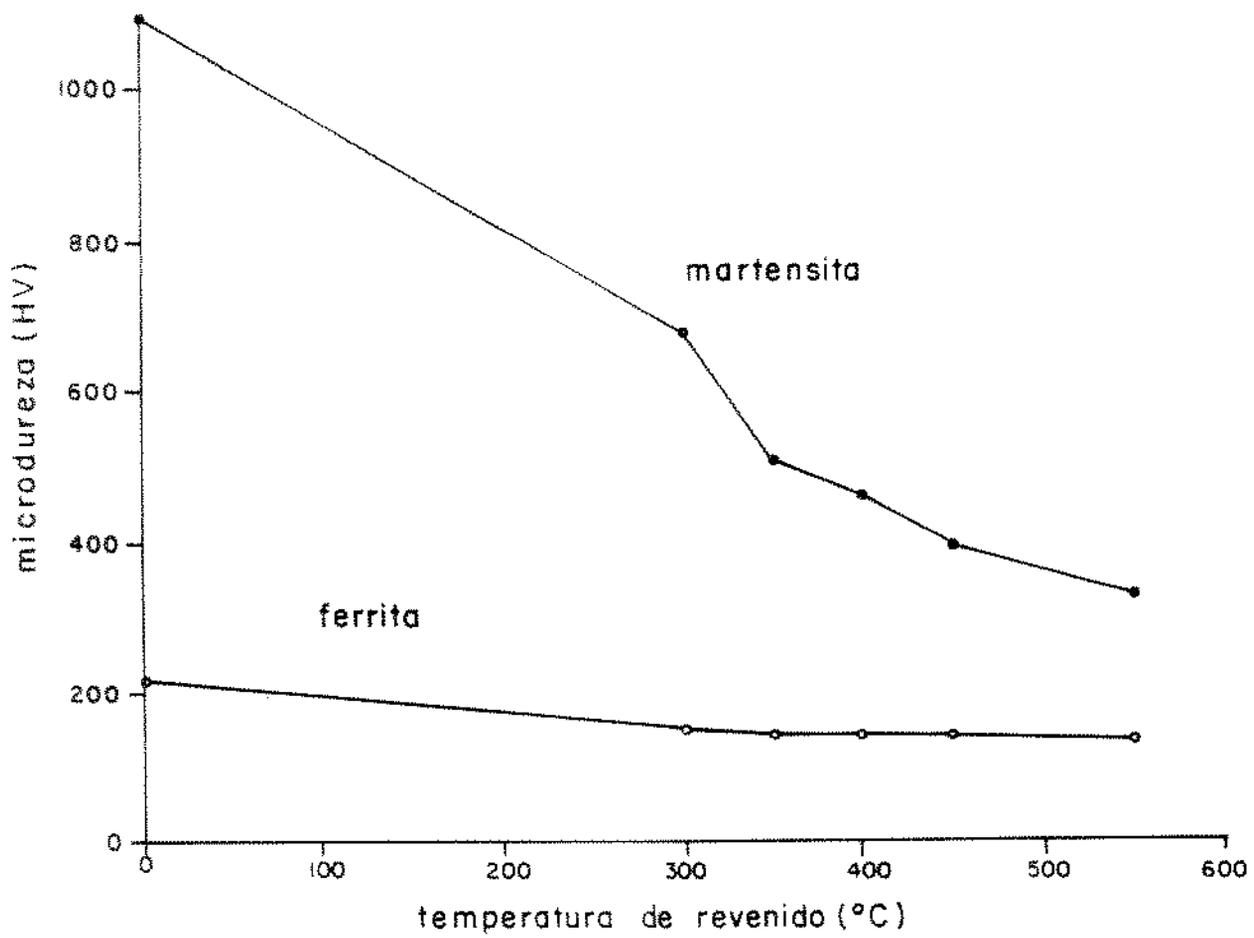


Figura 5.4 Microdureza da martensita e da ferrita em função da temperatura de revenido, para o aço ABNT-1020 bifásico.

5.3 Resultados de atrito

O coeficiente de atrito estacionário para uma dada condição de carga e velocidade, foi determinado de acordo com a expressão (9), como sendo o valor médio da oscilação durante 60 minutos de ensaio, conforme ilustrado pela figura 5.5.

A tabela 5.3, indica os valores do coeficiente de atrito estacionário médio para o aço ABNT-1020 normalizado, obtidos conforme citado no item 4.8.

Tabela 5.3 Coeficiente de atrito estacionário médio para o aço ABNT-1020 normalizado, deslizando contra o aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza, em função da carga e velocidade de deslizamento.

Carga (N)	Velocidade de deslizamento (m/s)				
	0,52	1,05	1,57	2,09	2,62
32,0	0,60	0,70	0,79	0,75	0,52
63,7	0,55	0,64	0,56	0,50	0,46
97,6	0,72	0,61	0,65	0,50	0,43
133,0	0,62	0,68	0,54	0,43	0,43
165,5	0,67	0,69	0,65	0,41	0,41

A tabela 5.4, indica os valores do coeficiente de atrito estacionário médio para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C, obtidos conforme citado no item 4.8.

Tabela 5.4 Coeficiente de atrito estacionário médio para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C, deslizando contra aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza, em função da carga e velocidade de deslizamento.

Carga (N)	Velocidade de deslizamento (m/s)				
	0,52	1,05	1,57	2,09	2,62
32,0	0,50	0,57	0,59	0,52	0,54
63,7	0,57	0,63	0,56	0,48	0,43
97,6	0,64	0,60	0,53	0,46	0,44
133,0	0,51	0,63	0,58	0,43	0,44
165,5	0,68	0,64	0,53	0,47	0,47

As figuras 5.6, 5.7, 5.8, 5.9 e 5.10, ilustram o comportamento do coeficiente de atrito estacionário médio em função da velocidade de deslizamento, para cargas de 32,0 ; 63,7 ; 97,6 ; 133,0 e 165,5 N respectivamente, para o aço ABNT-1020 normalizado e ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C.

As figuras 5.11, 5.12, 5.13, 5.14 e 5.15, ilustram o comportamento do coeficiente de atrito estacionário médio em função da carga, para velocidades de deslizamento de 0,52 ; 1,05 ; 1,57 ; 2,09 e 2,62 m/s respectivamente, para o aço ABNT-1020 normalizado e ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C.

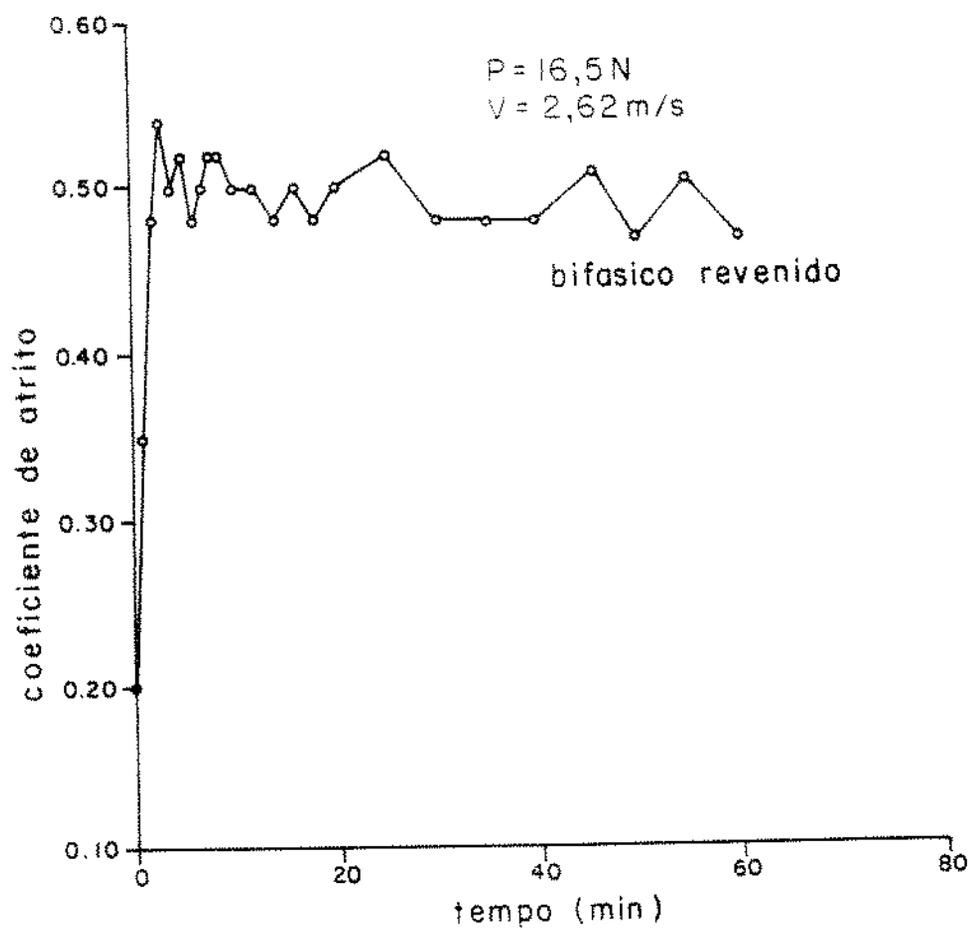


Figura 5.5 Variação do coeficiente de atrito com o tempo (percurso de deslizamento) para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C .

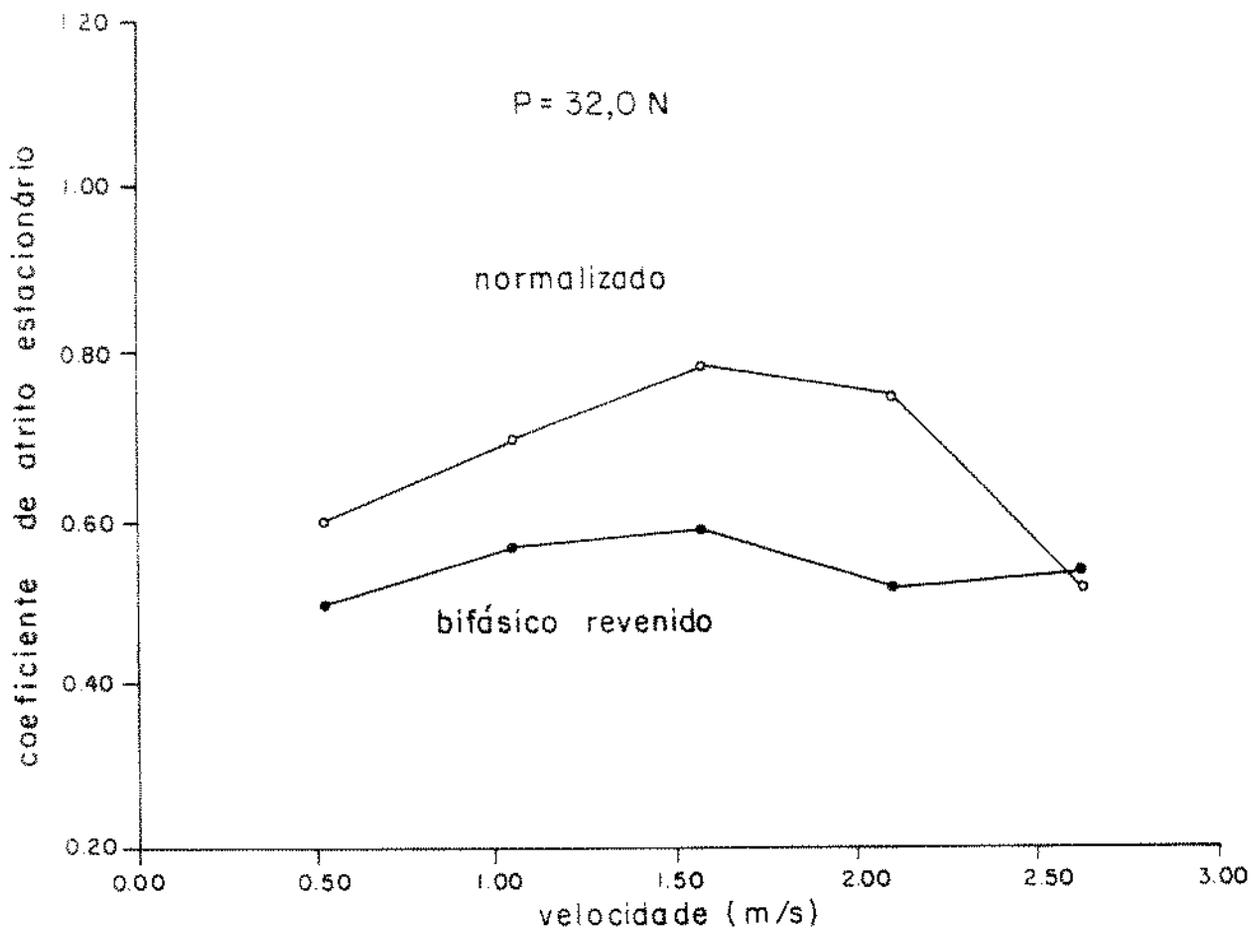


Figura 5.6 Coeficiente de atrito estacionário médio para o aço ABNT-1020 normalizado e ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , para uma carga de 32,0 (N) em função da velocidade de deslizamento.

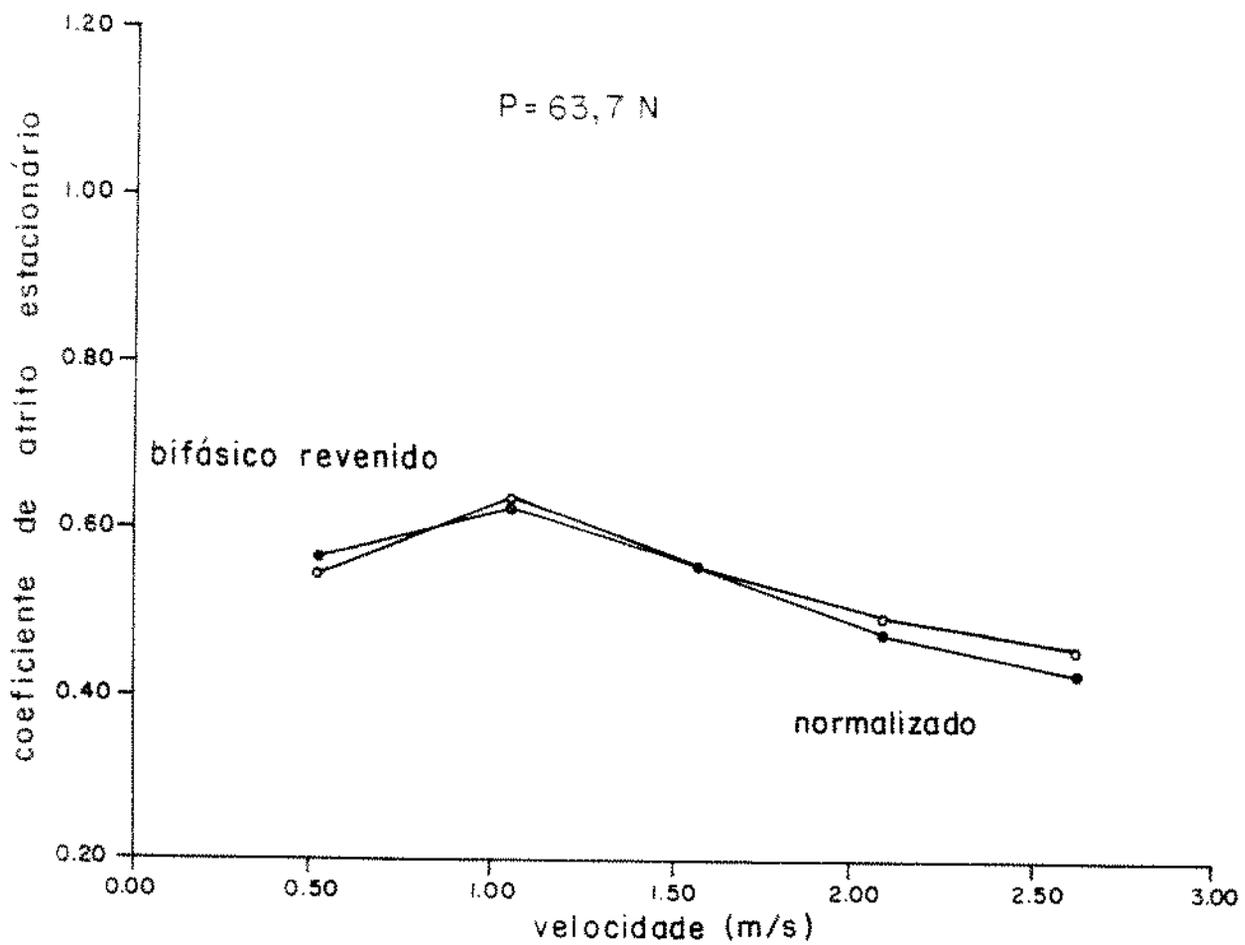


Figura 5.7 Coeficiente de atrito estacionário médio para o aço ABNT-1020 normalizado e ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , para uma carga de 63,7 (N) em função da velocidade de deslizamento.

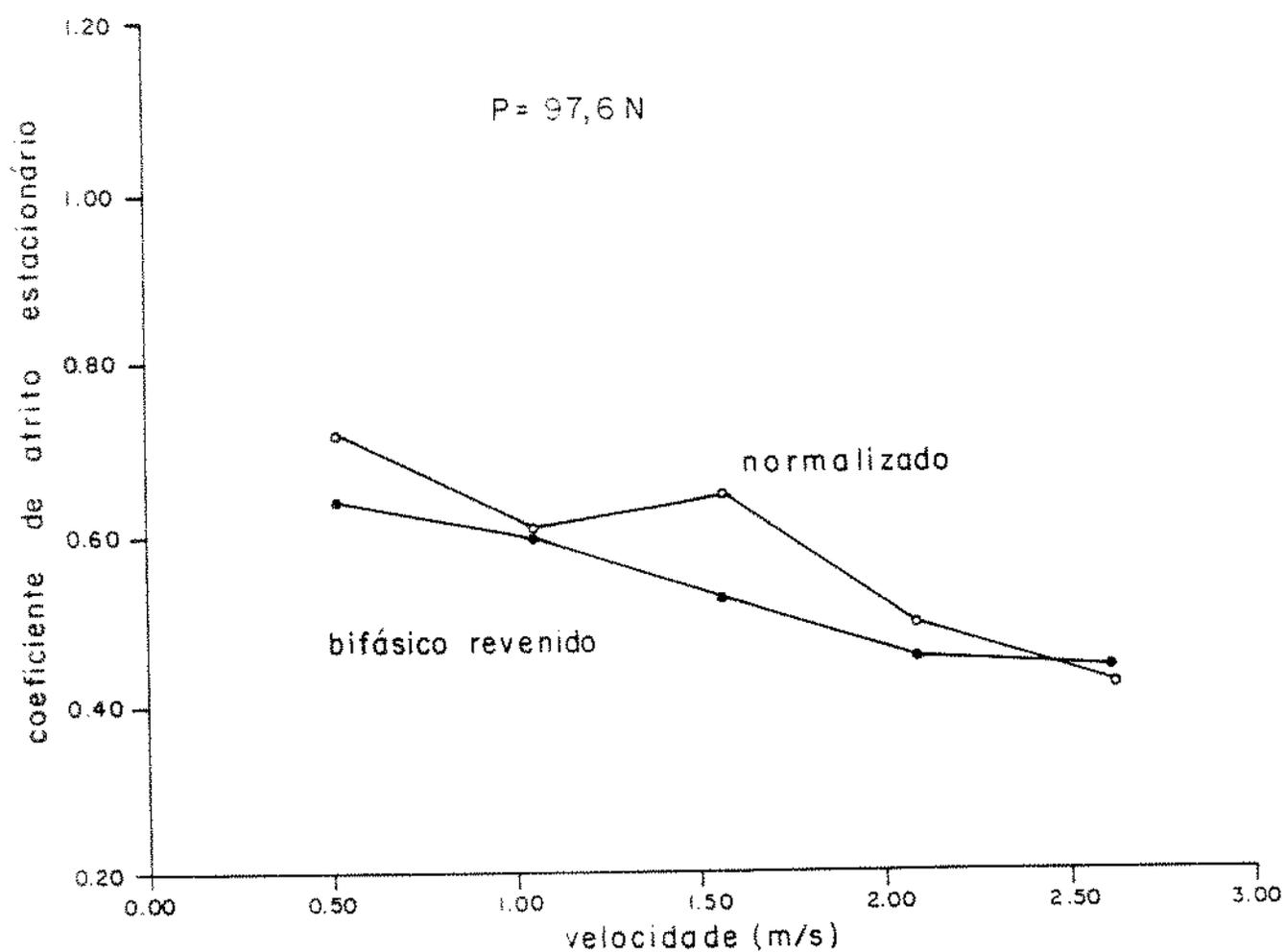


Figura 5.8 Coeficiente de atrito estacionário médio para o aço ABNT-1020 normalizado e ABNT-1020 bifásico revenido 450^oC, para uma carga de 97,6 (N) em função da velocidade de deslizamento.

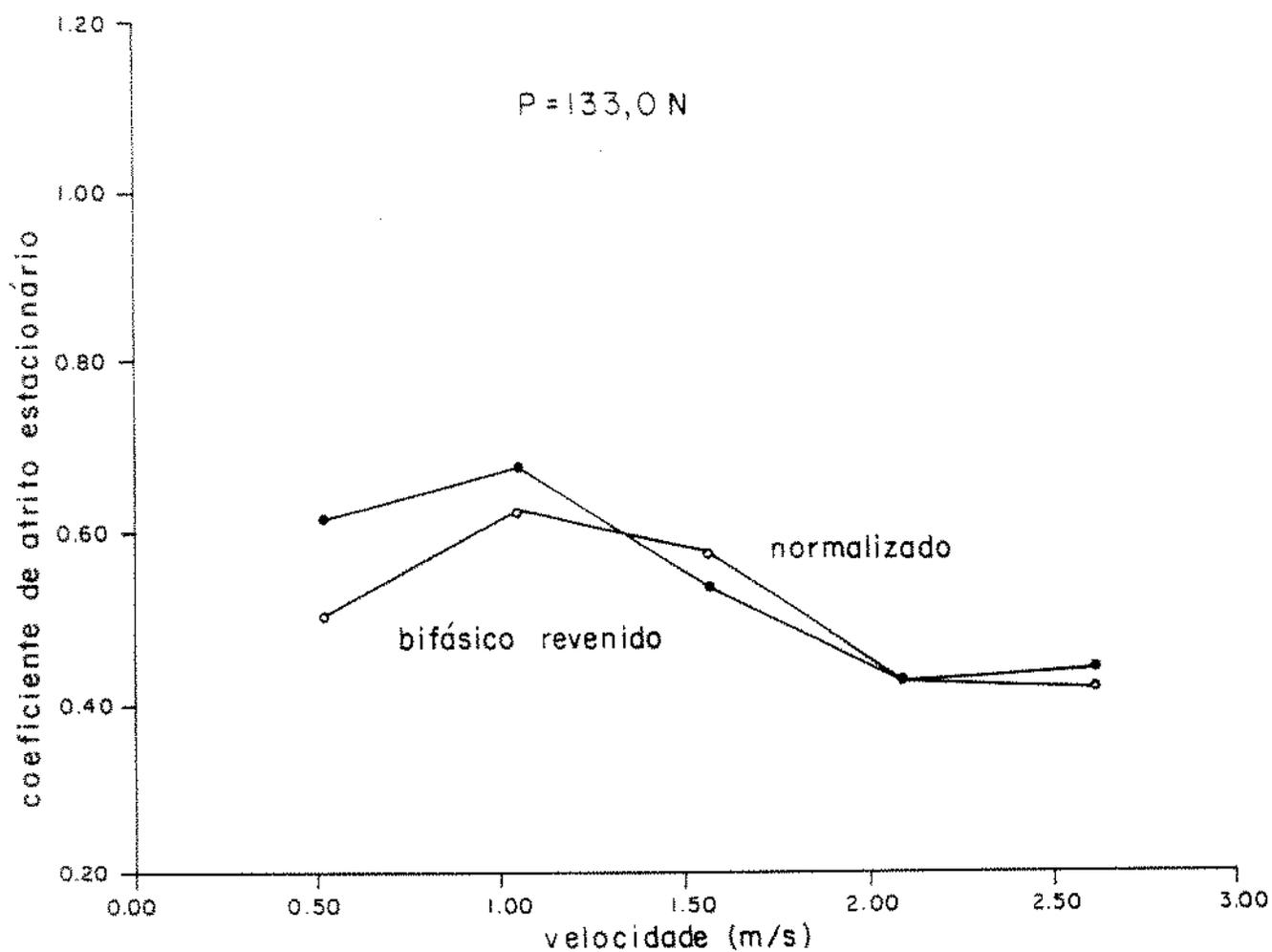


Figura 5.9 Coeficiente de atrito estacionário médio para o aço ABNT-1020 normalizado e ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , para uma carga de 133,0 (N) em função da velocidade de deslizamento.

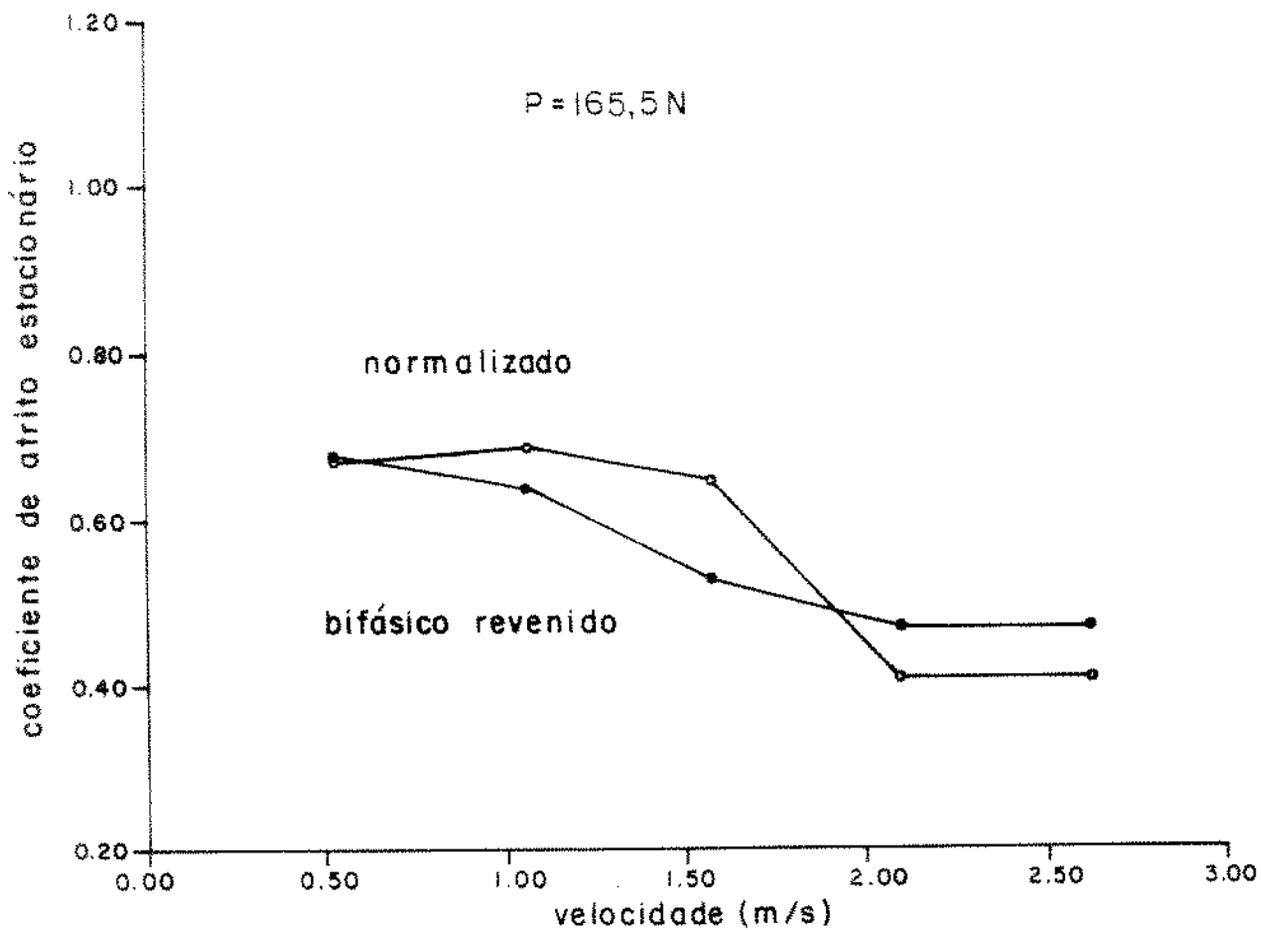


Figura 5.10 Coeficiente de atrito estacionário médio para o aço ABNT-1020 normalizado e ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , para uma carga de 165,5 (N) em função da velocidade de deslizamento.

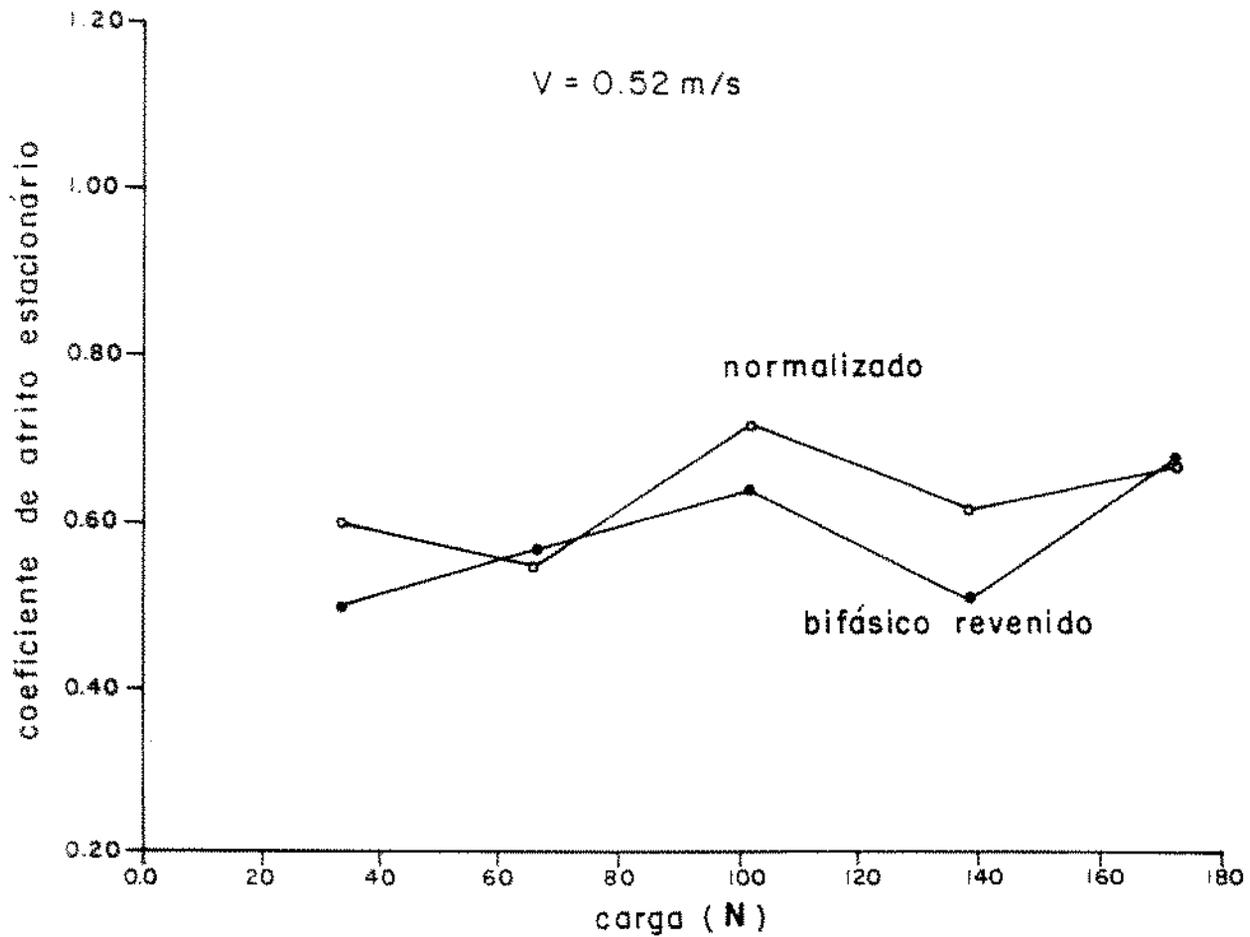


Figura 5.11 Coeficiente de atrito estacionário médio para o aço ABNT-1020 normalizado e ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , para uma velocidade de deslizamento de 0,52 (m/s) em função da carga.

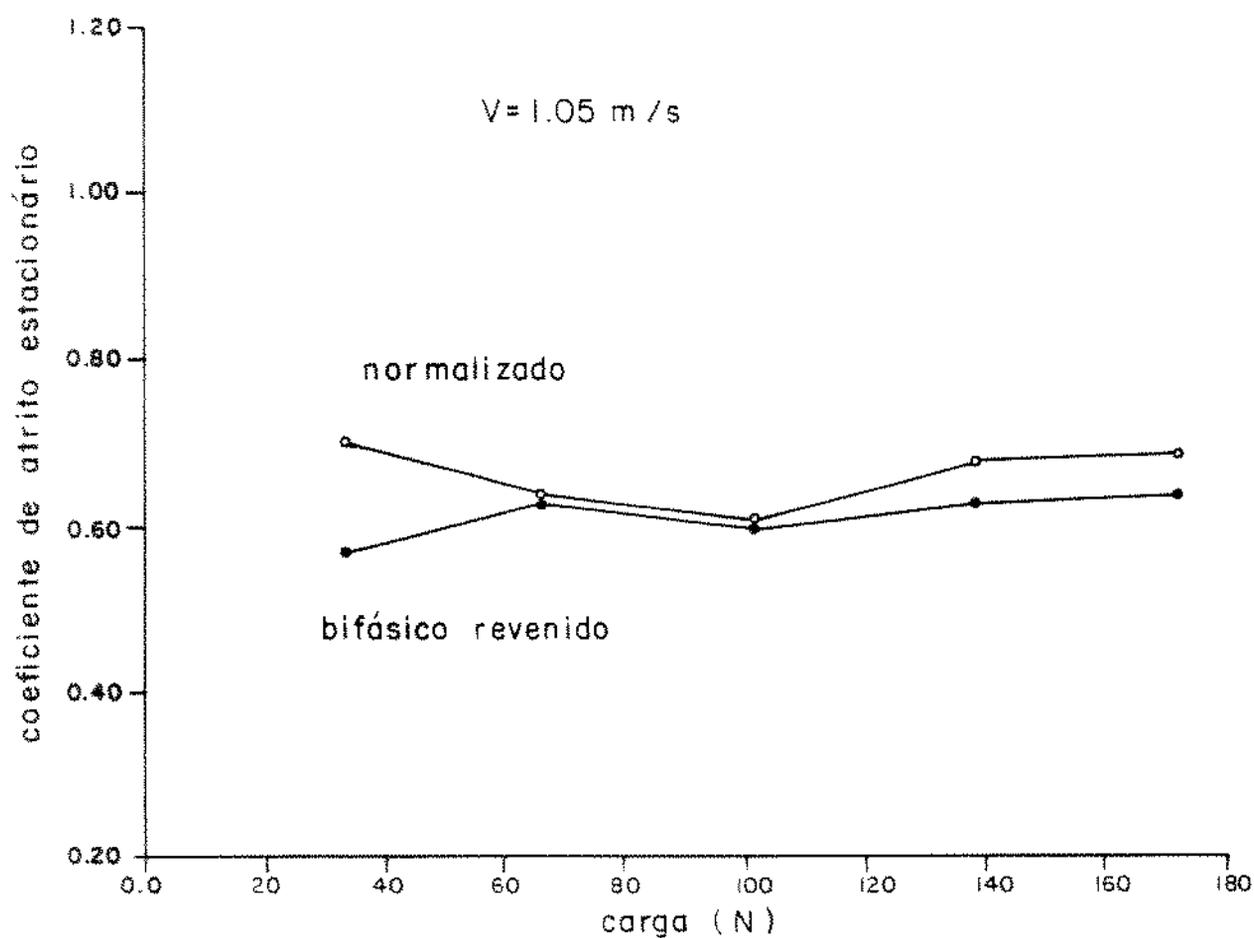


Figura 5.12 Coeficiente de atrito estacionário médio para o aço ABNT-1020 normalizado e ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C, para uma velocidade de deslizamento de 1,05 (m/s) em função da carga.

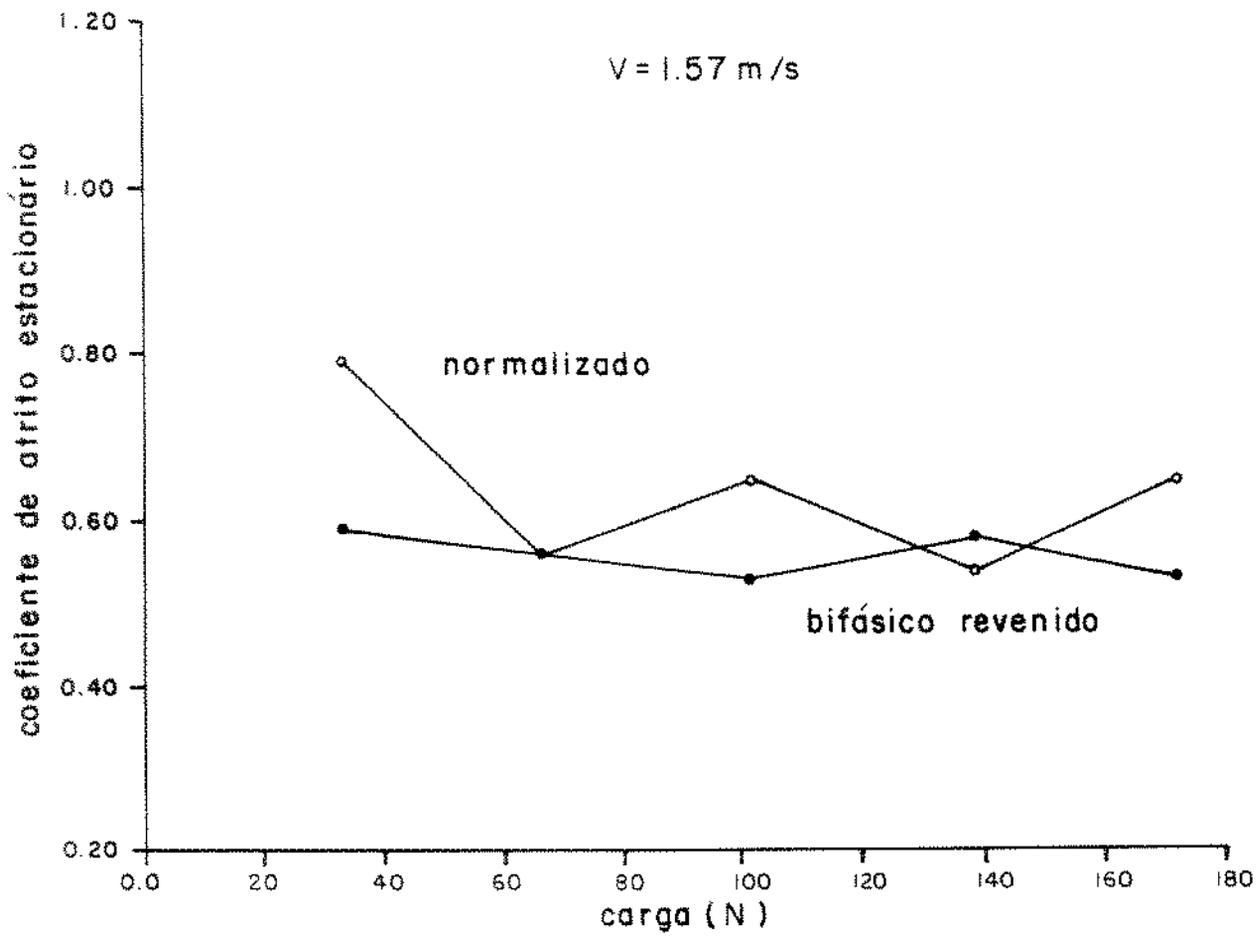


Figura 5.13 Coeficiente de atrito estacionário médio para o aço ABNT-1020 normalizado e ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C, para uma velocidade de deslizamento de 1,57 (m/s) em função da carga.

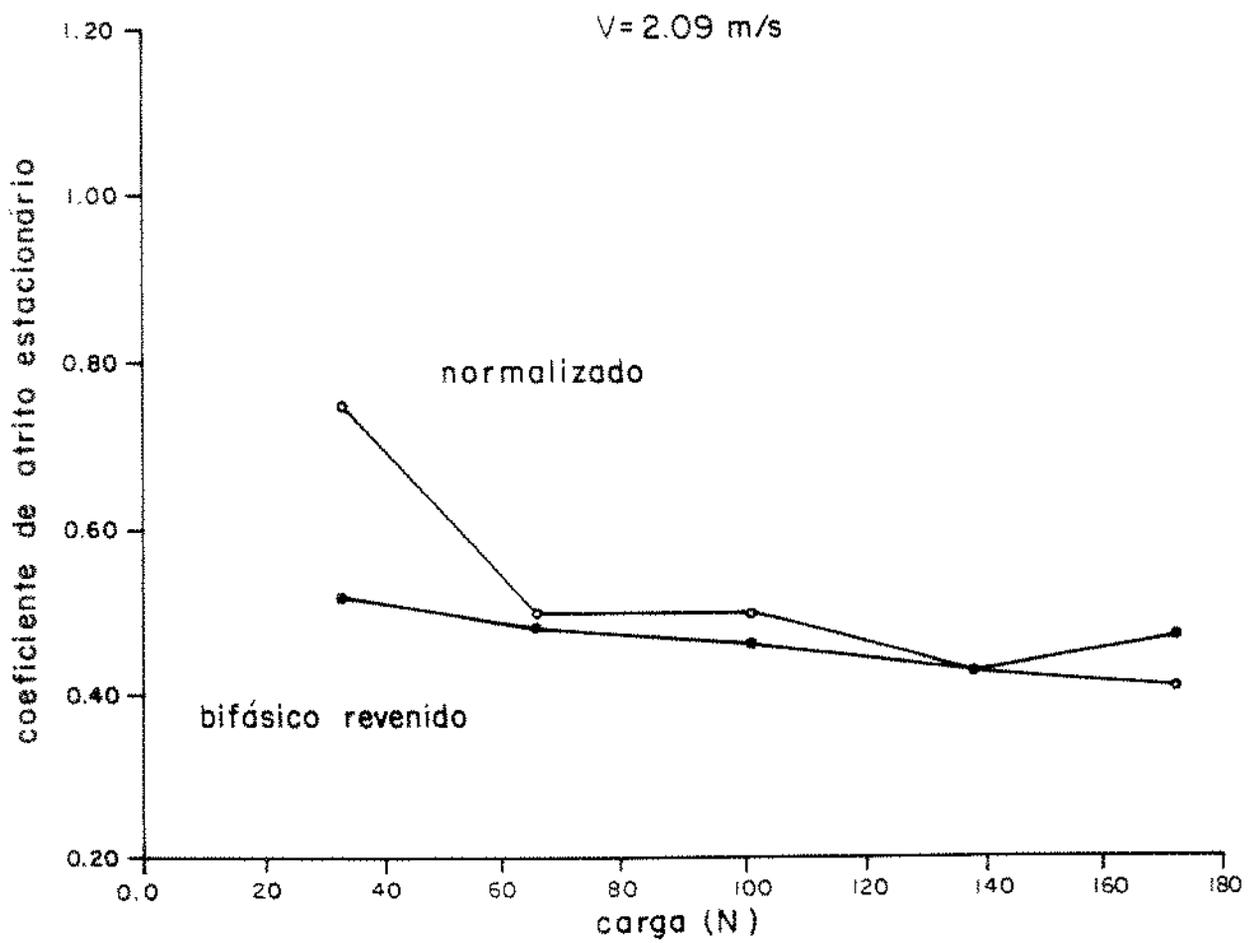


Figura 5.14 Coeficiente de atrito estacionário médio para o aço ABNT-1020 normalizado e ABNT-1020 bifásico revenido a 450^oC, para uma velocidade de deslizamento de 2,09 (m/s) em função da carga.

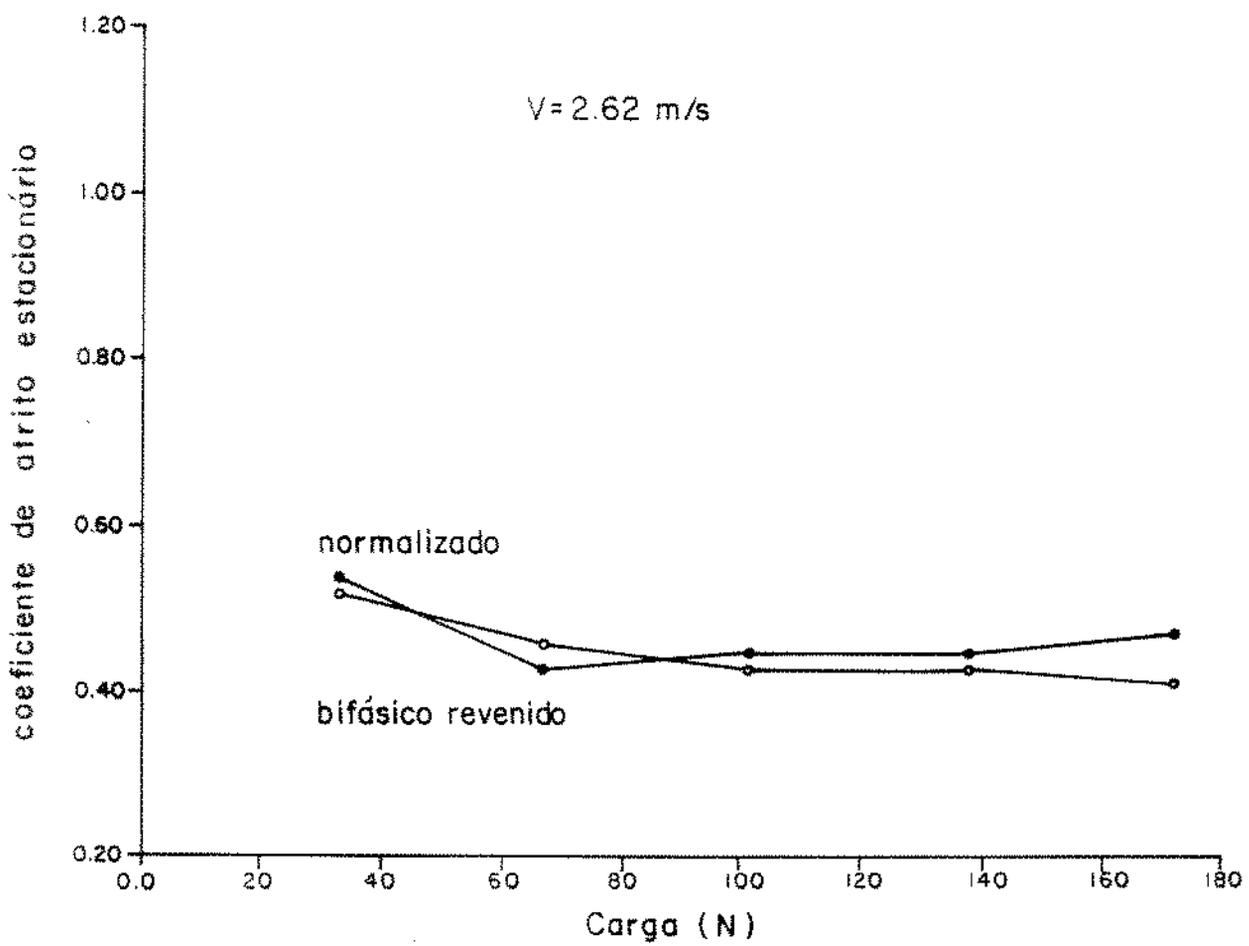


Figura 5.15 Coeficiente de atrito estacionário médio para o aço ABNT-1020 normalizado e ABNT-1020 bifásico revenido a 450^oC, para uma velocidade de deslizamento de 2,62 (m/s) em função da carga.

5.4 Resultados de desgaste

Para uma avaliação do melhor método de determinação do desgaste, foram inicialmente utilizados o método da pesagem do corpo de prova antes e após o ensaio e o método da medida do corpo de prova antes e após o ensaio.

Os resultados obtidos pelos dois métodos citados, para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C, são indicados na tabela 5.5.

Tabela 5.5 Perda de massa por desgaste, determinado pelos métodos da medida e da pesagem do corpo de prova, para aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C deslizando contra o aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza para $P = 65,8 \text{ N}$ e $L = 11.310 \text{ m}$ em função da velocidade de deslizamento.

Velocidade (m/s)	Método da Pesagem (g)	Método da Medida (g)	Diferença (%)
0,52	0,0110	0,0114	3,5
1,05	0,0133	0,0135	1,5
1,57	0,0135	0,0133	1,5
2,09	0,0147	0,0144	2,0
2,62	0,0307	0,0298	2,9

A figura 5.16, ilustra os comportamentos da perda de massa por desgaste pelos métodos da medida e da pesagem do corpo de prova em função da velocidade de deslizamento.

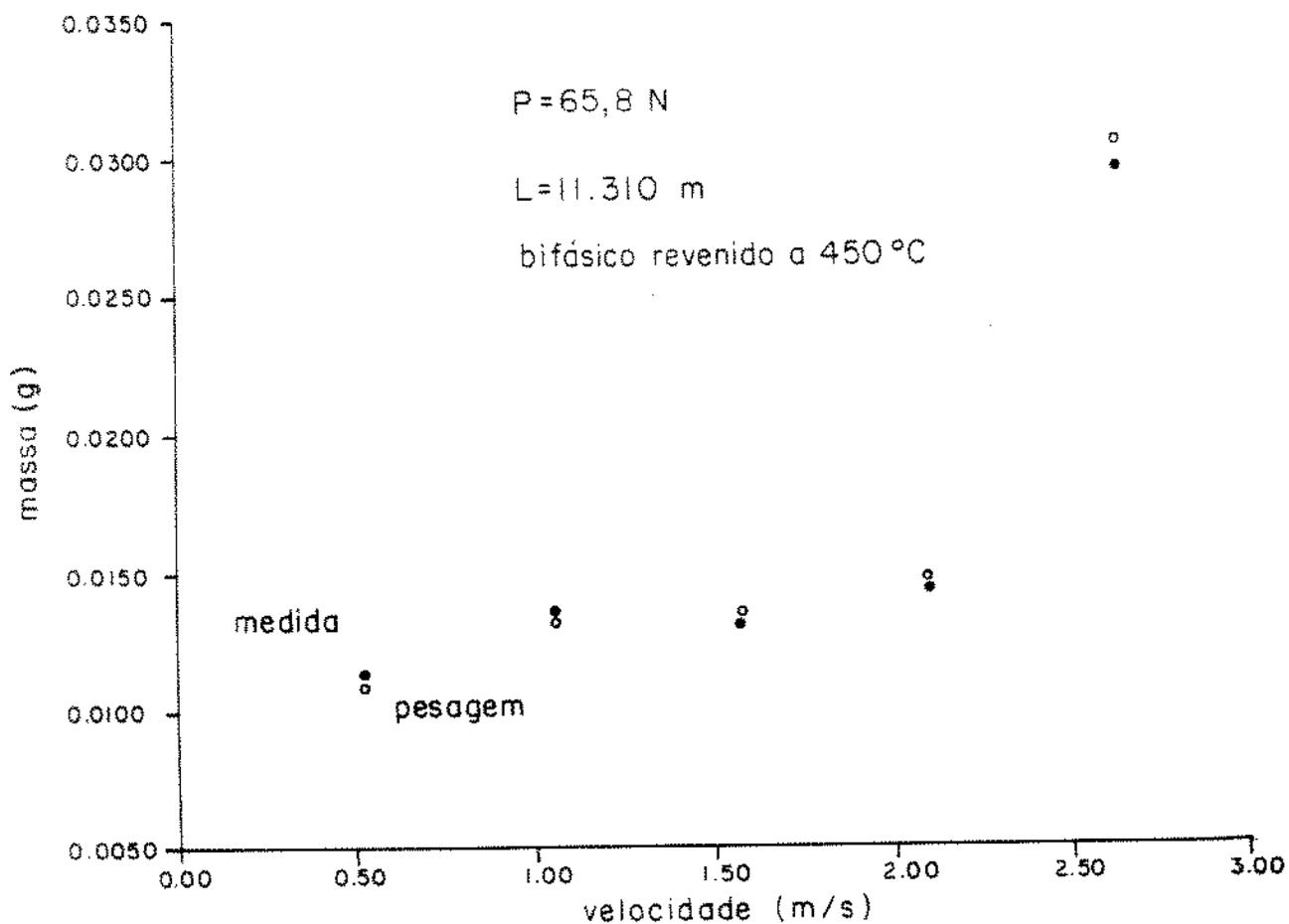


Figura 5.16 Perda de massa por desgaste pelos métodos da medida e pesagem do corpo de prova para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , deslizando contra o aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza para $P = 65,8 \text{ N}$ e $L = 11,310 \text{ m}$ em função da velocidade de deslizamento.

5.4.1 - Resultados experimentais de desgaste para o aço ABNT-1020 normalizado, deslizando contra aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza.

Os resultados experimentais de desgaste, são avaliados em função da taxa de desgaste, dada em m^3/m , ou seja, a quantidade removida em volume de material em m^3 por metro do percurso de deslizamento m .

As tabelas 5.6, 5.7 e 5.8, indicam os resultados experimentais obtidos para a taxa média de desgaste em função das condições impostas.

Os intervalos de confiança, análise de variância e regressão linear, foram determinados utilizando-se o programa STAT GRAPH (vide apêndice A e B).

Tabela 5.6 Taxa média de desgaste para o aço ABNT-1020 normalizado, deslizando contra o aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza em função da velocidade de deslizamento, para uma carga de 65,8 N e um percurso de deslizamento de 11.310 m.

Velocidade (m/s)	Taxa média de desgaste [$(m^3/m) \times 10^{-13}$]	Desvio Padrão [$(m^3/m) \times 10^{-13}$]
0,52	1,11	0,04
1,05	0,79	0,02
1,57	1,29	0,11
2,09	2,10	0,36
2,62	11,23	1,82

Tabela 5.7 Taxa média de desgaste para o aço ABNT-1020 normalizado, deslizando contra o aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza em função da carga, para uma velocidade de deslizamento de 1,57 m/s e um percurso de deslizamento de 11.310 m .

Carga (N)	Taxa média de desgaste [(m ³ /m) x 10 ⁻¹³]	Desvio Padrão [(m ³ /m) x 10 ⁻¹³]
33,9	0,75	0,01
52,8	1,21	0,05
65,8	1,29	0,11
72,1	1,68	0,42
99,6	2,12	0,11

Tabela 5.8 Volume médio de desgaste para o aço ABNT-1020 normalizado, deslizando contra o aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza em função do percurso de deslizamento, para uma velocidade de deslizamento de 1,57 m/s e uma carga de 65,8 N.

Percurso (m)	Volume médio removido [(m ³) x 10 ⁻¹⁰]	Desvio Padrão [(m ³) x 10 ⁻¹⁰]
3.930	5,46	1,06
7.620	11,24	1,26
11.310	14,65	1,19
15.000	16,80	3,46
18.690	26,82	1,48

5.4.2 Resultados experimentais de desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido, deslizando contra aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza.

Os resultados experimentais de desgaste, são avaliados em função da taxa de desgaste, dada em m^3/m , ou seja, a quantidade removida em volume de material em m^3 por metro de percurso de deslizamento m.

As tabelas 5.9, 5.10, 5.11 e 5.12, indicam os resultados experimentais obtidos para a taxa média de desgaste em função das condições impostas.

Tabela 5.9 Taxa média de desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a $400^{\circ}C$, deslizando contra o aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza em função da velocidade de deslizamento, para uma carga de 65,8 N e um percurso de deslizamento de 11.310 m.

Velocidade (m/s)	Taxa média de desgaste [$(m^3/m) \times 10^{-13}$]	Desvio Padrão [$(m^3/m) \times 10^{-13}$]
0,52	1,25	0,31
1,05	1,54	0,27
1,57	1,66	0,31
2,09	1,42	0,31
2,62	4,01	0,31

Tabela 5.10 Taxa média de desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C, deslizando contra o aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza em função da carga, para uma velocidade de deslizamento de 1,57 m/s e um percurso de deslizamento de 11.310 m.

Carga (N)	Taxa média de desgaste [(m ³ /m) x 10 ⁻¹³]	Desvio Padrão [(m ³ /m) x 10 ⁻¹³]
33,9	0,81	0,11
52,8	0,99	0,02
65,8	1,94	0,17
72,1	1,53	0,12
99,6	2,20	0,23

Tabela 5.11 Volume médio de desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C, deslizando contra o aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza em função do percurso de deslizamento, para uma velocidade de deslizamento de 1,57 m/s e uma carga de 65,8 N.

Percurso (m)	Volume médio removido [(m ³) x 10 ⁻¹⁰]	Desvio Padrão [(m ³) x 10 ⁻¹⁰]
3.930	5,80	1,18
7.620	9,40	1,36
11.310	21,96	3,32
15.000	23,41	2,58
18.690	27,07	6,05

Tabela 5.12 Taxa média de desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido, deslizando contra o aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza em função da temperatura de revenido, para uma velocidade de deslizamento de 1,57 m/s, uma carga de 65,8 N e um percurso de deslizamento de 11.310 m.

Temperatura de revenido (°C)	Taxa média de desgaste [(m ³ /m) x 10 ⁻¹³]	Desvio Padrão [(m ³ /m) x 10 ⁻¹³]
450 ^o C	1,94	0,17
400 ^o C	1,66	0,14
350 ^o C	1,37	0,23

As figuras 5.17 e 5.18, ilustram respectivamente o comportamento do volume removido por desgaste em função do percurso de deslizamento para o aço ABNT-1020 normalizado e aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450^oC (vide apêndice A).

As figuras 5.19 e 5.20, ilustram respectivamente o comportamento da taxa de desgaste do aço ABNT-1020 normalizado e aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400^oC em função da velocidade de deslizamento (vide apêndice B).

As figuras 5.21 e 5.22, ilustram respectivamente o comportamento da taxa de desgaste do aço ABNT-1020 normalizado e aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450^oC em função da carga (vide apêndice A e B).

A figura 5.23, ilustra o comportamento da taxa de desgaste do aço ABNT-1020 bifásico revenido em função da temperatura de revenido (vide apêndice A).

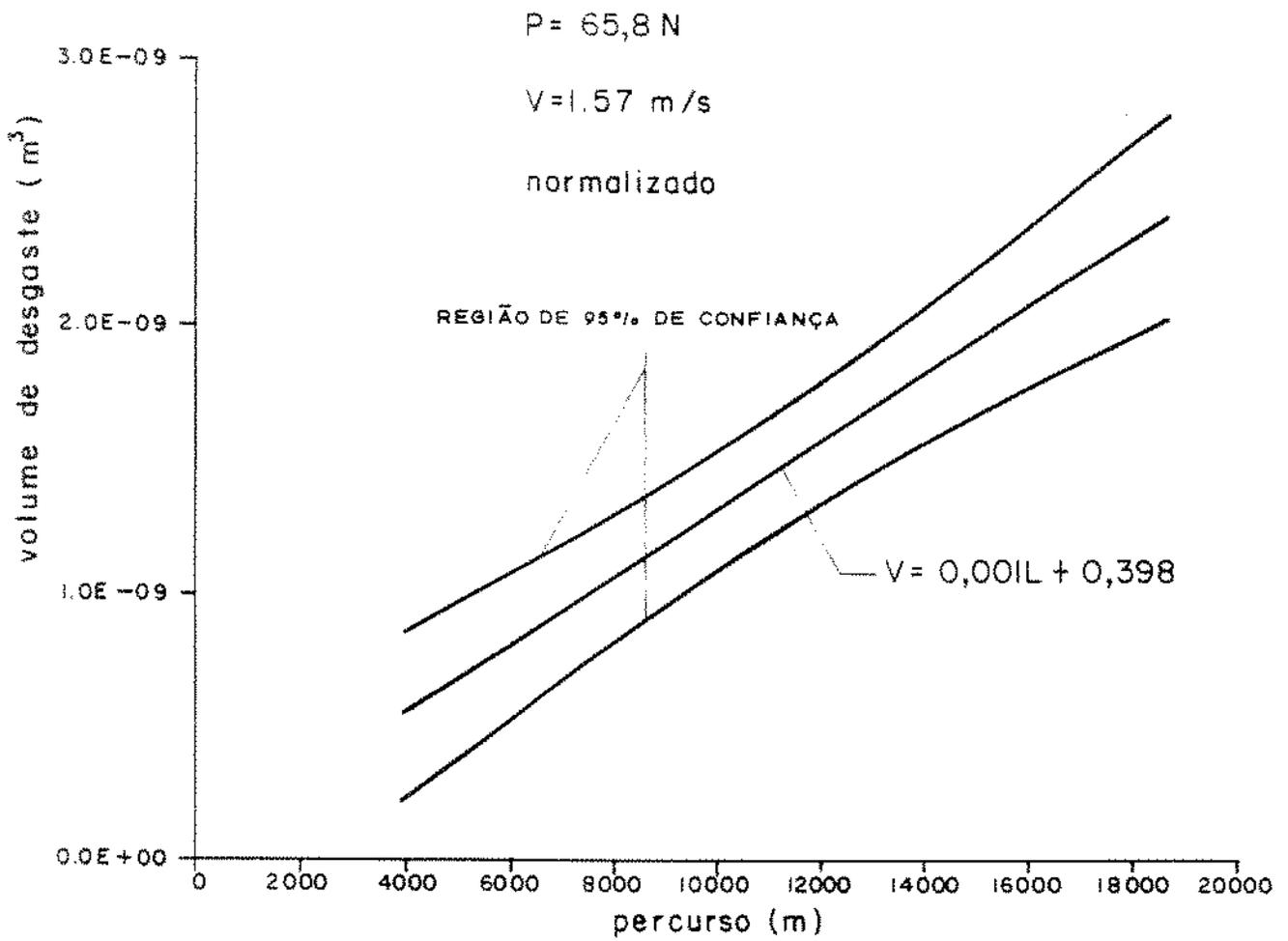


Figura 5.17 Volume removido por desgaste para o aço ABNT-1020 normalizado em função do percurso de deslizamento, para uma velocidade de deslizamento de 1,57 m/s e uma carga de 65,8 N.

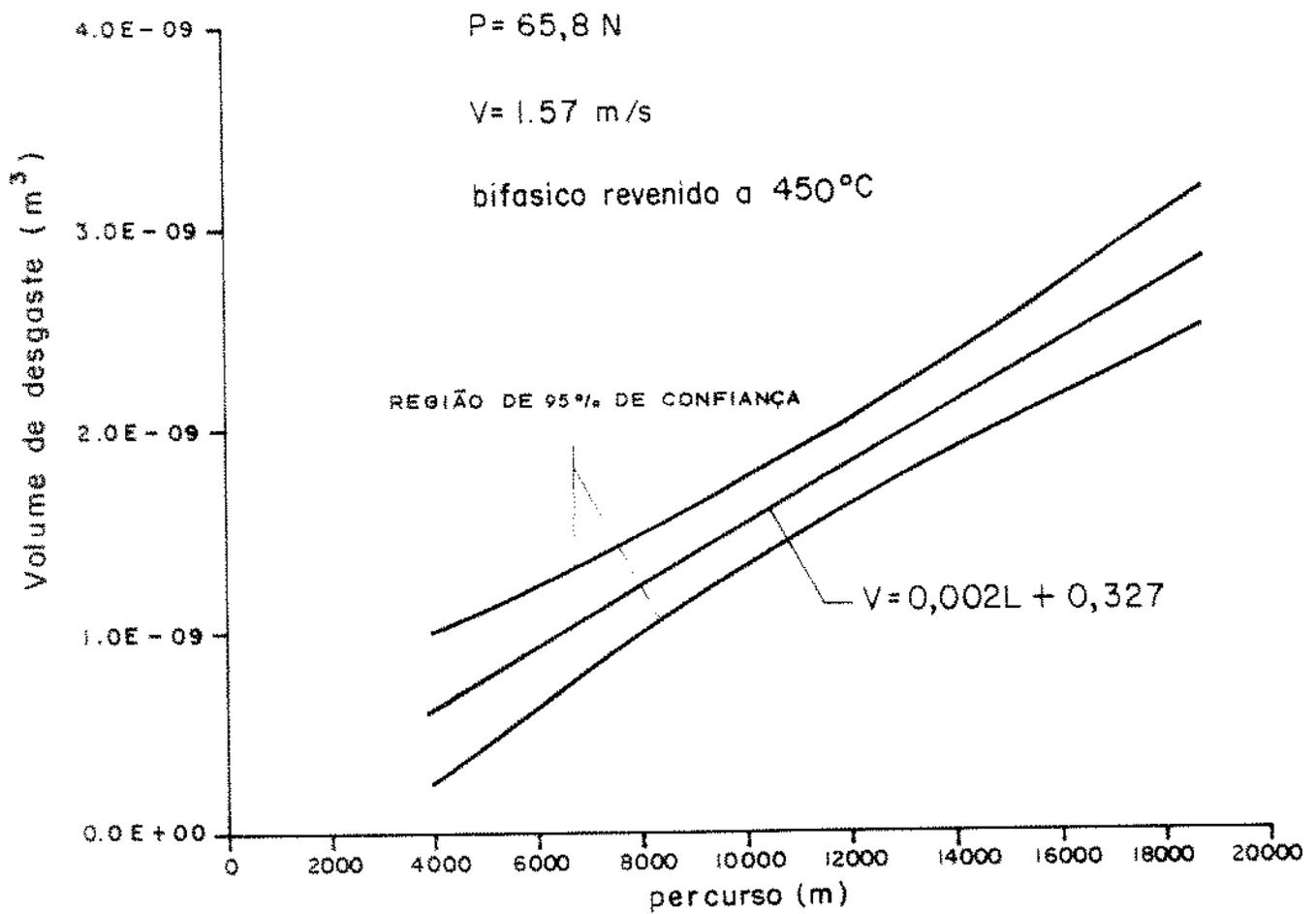


Figura 5.18 Volume removido por desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C em função do percurso de deslizamento, para uma velocidade de deslizamento de 1,57 m/s e uma carga de 65,8 N.

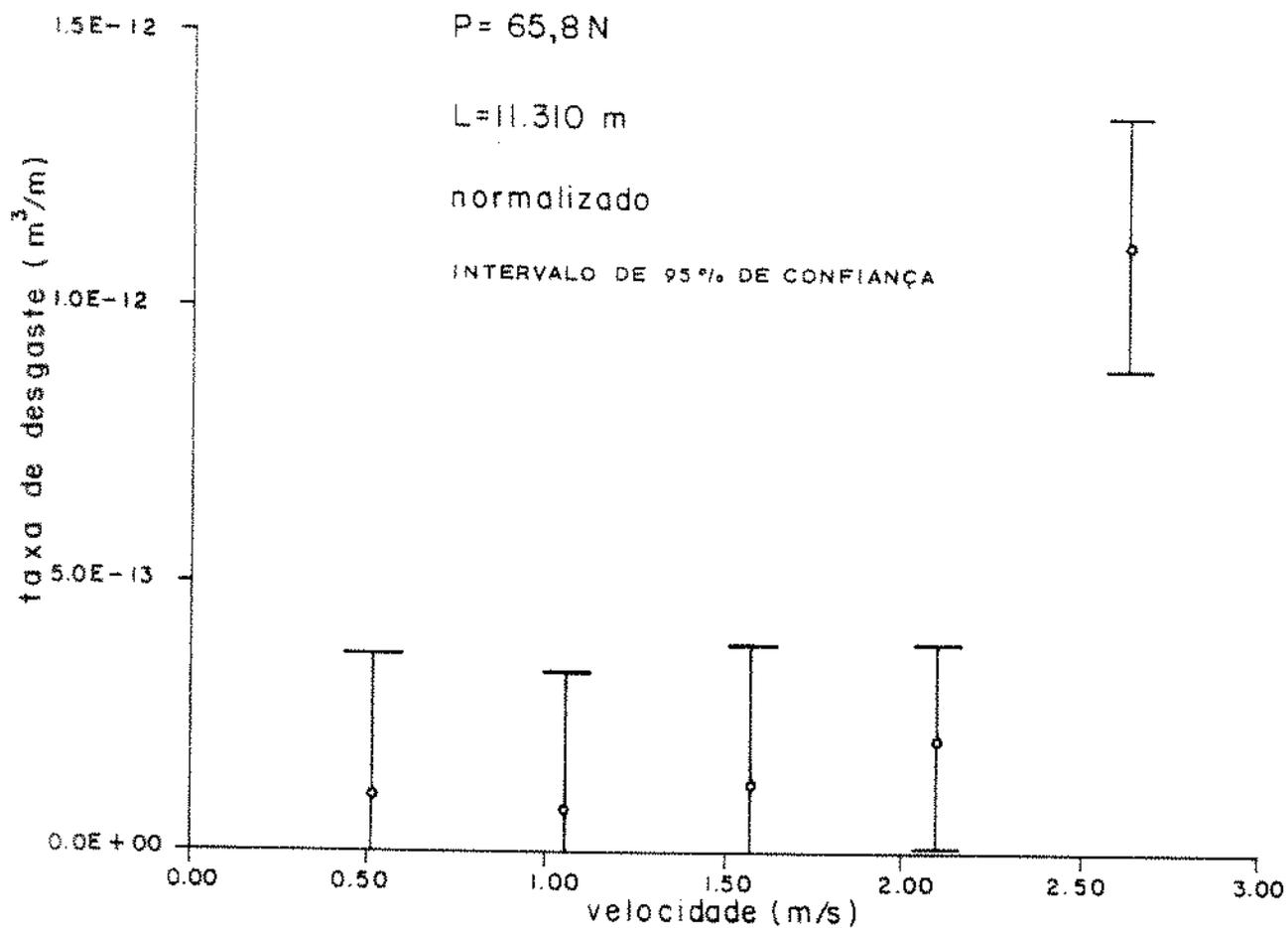


Figura 5.19 Taxa de desgaste em função da velocidade de deslizamento para o aço ABNT-1020 normalizado, para uma carga de 65,8 N e um percurso de deslizamento de 11.310 m.

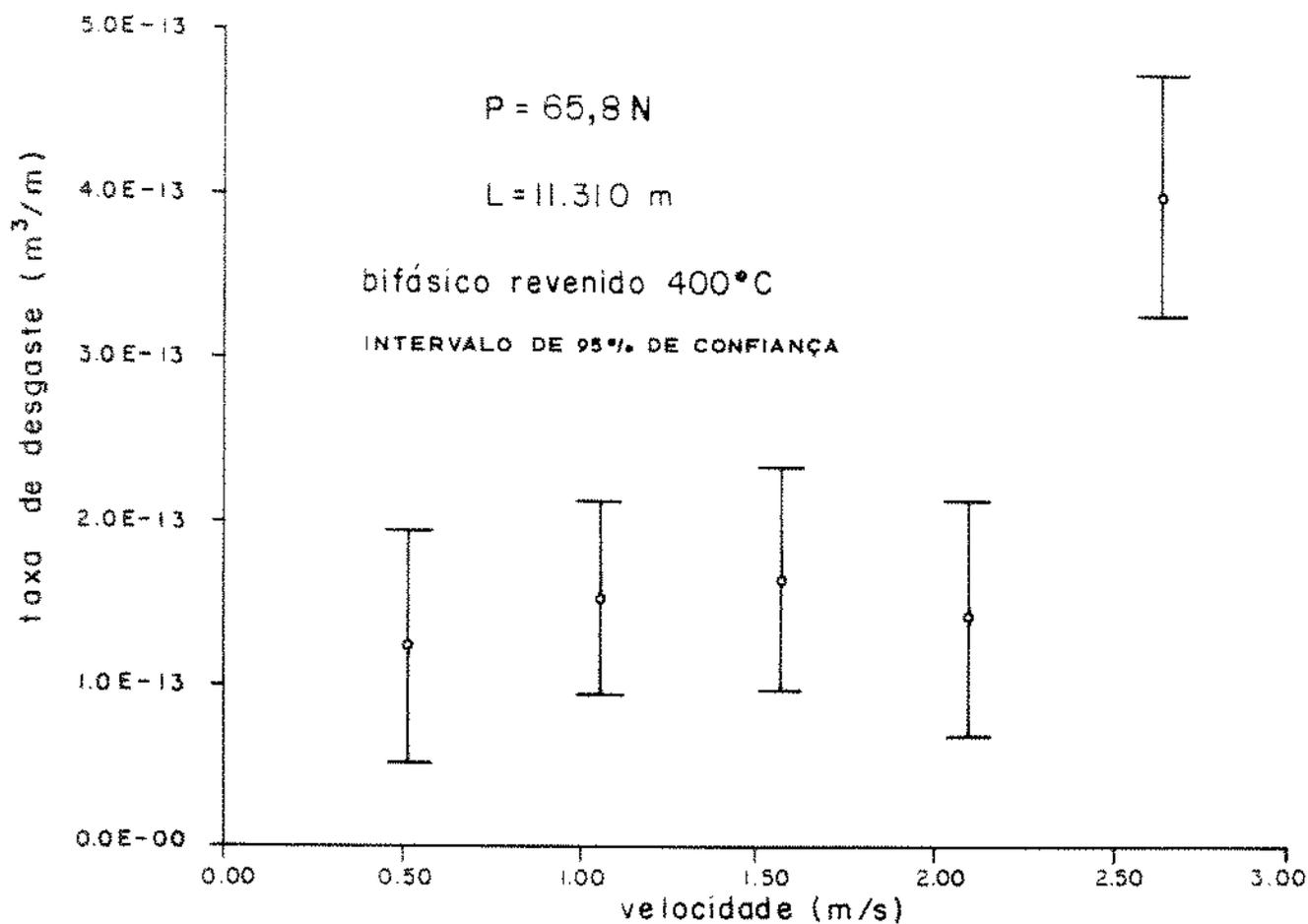


Figura 5.20 Taxa de desgaste em função da velocidade de deslizamento para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C , para uma carga de 65,8 N e um percurso de deslizamento de 11.310 m.

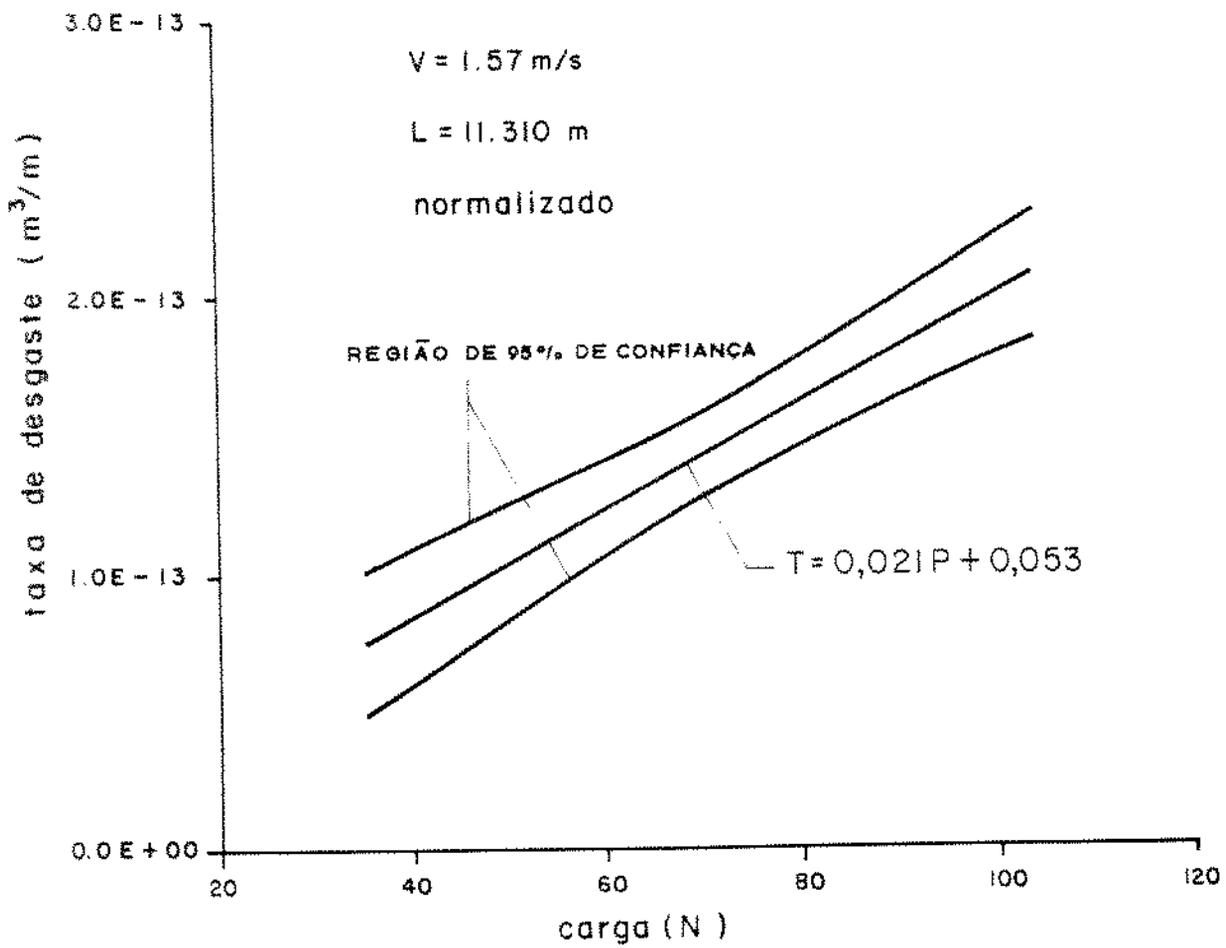


Figura 5.21 Taxa de desgaste em função da carga para o aço ABNT-1020 normalizado, para uma velocidade de deslizamento de 1,57 m/s e um percurso de deslizamento de 11.310 m.

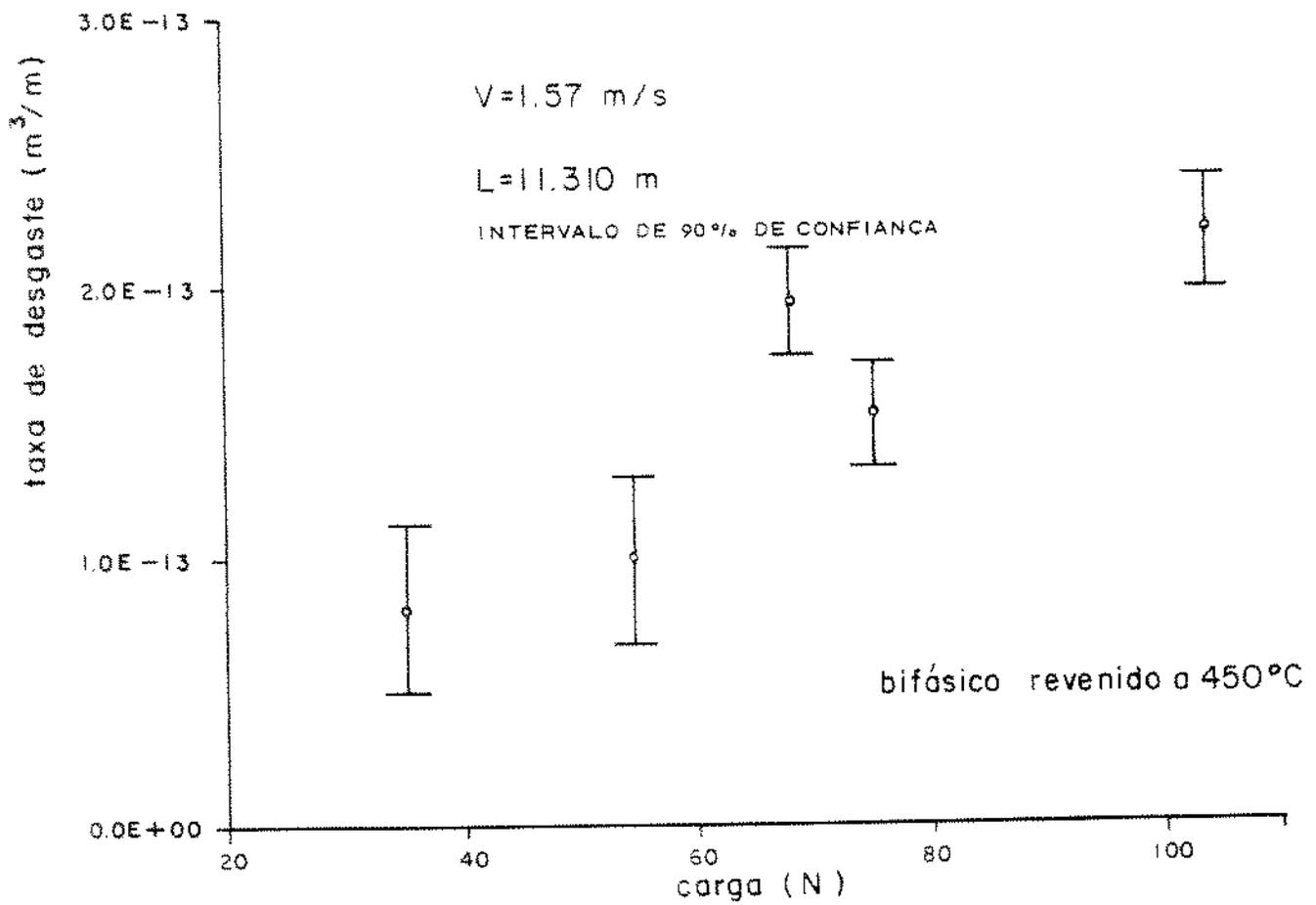


Figura 5.22 Taxa de desgaste em função da carga para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , para uma velocidade de deslizamento de $1,57 \text{ m/s}$ e um percurso de deslizamento de 11.310 m .

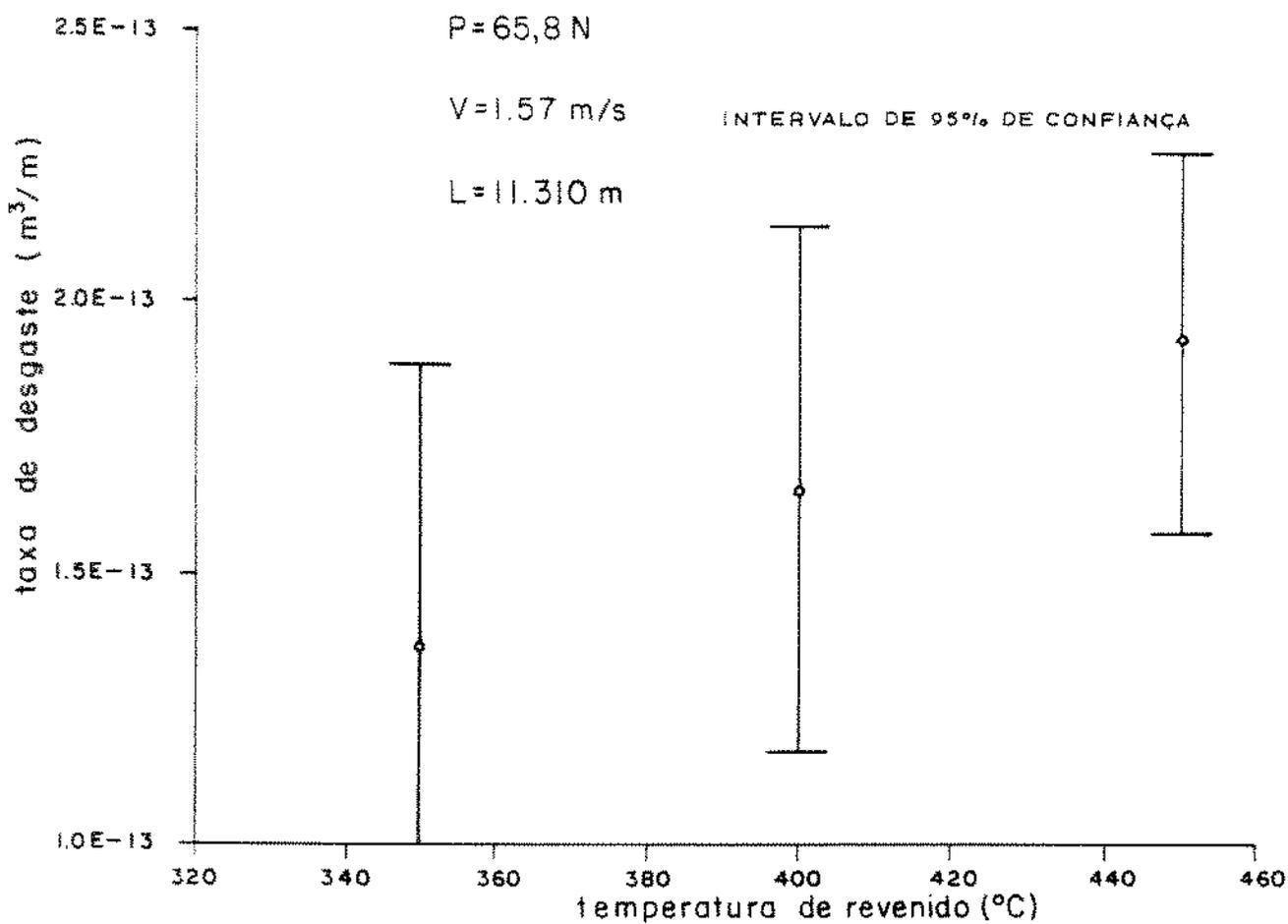


Figura 5.23 Taxa de desgaste em função da temperatura de revenido do aço ABNT-1020 bifásico, para uma velocidade de deslizamentos de 1,57 m/s, uma carga de 65,8 N e um percurso de deslizamento de 11.310 m.

5.5 Resultados de medidas de dureza

5.5.1 Resultados de medidas de dureza HV da superfície desgastada do aço ABNT-1020 bifásico revenido, deslizando contra o aço ABNT-1020 cementado com 58 Rc de dureza.

As tabelas 5.13 e 5.14, indicam os resultados experimentais da dureza média relativa na superfície desgastada na região de ataque, central e fuga do pino, conforme ilustrado esquematicamente pela figura 4.14.

Tabela 5.13 Dureza HV média relativa na região de ataque, central e fuga da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C.

Carga (N)	Velocidade (m/s)	Percurso (m)	Dureza (HV)		
			A	C	F
65,8	1,57	11.310	366	394	366
65,8	2,62	11.310	454	439	340

Tabela 5.14 Dureza HV média relativa na região de ataque, central e fuga da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C.

Carga (N)	Velocidade (m/s)	Percurso (m)	Dureza (HV)		
			A	C	F
33,9	1,57	18.690	355	400	313
65,8	1,57	18.690	450	419	340
65,8	1,57	11.310	340	382	321
65,8	1,57	3.930	400	400	370
99,6	1,57	11.310	461	412	331

5.5.2 Resultados de medidas de dureza HV na seção transversal da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C.

A tabela 5.15, indica os resultados experimentais de dureza HV média na seção transversal da superfície desgastada, conforme ilustrado esquematicamente pela figura 4.15.

Tabela 5.15 Dureza HV média na seção transversal da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C, sujeito as seguintes condições: P = 65,8 N, V = 1,57 m/s e L = 7.620 m.

P O S I Ç Ã O				D U R E Z A			
A	B	C	D	(HV)			
1	2	3	4	372	343	388	343
5	6	7	8	343	372	357	388
9	10	11	12	343	343	405	388
13	14	15	16	372	405	343	357
17	18	19	20	372	388	388	357
21	22	23	24	372	405	357	357

5.6. Resultados das observações microscópicas das superfícies desgastadas.

Dentro de uma faixa de 200 a 10.000 vezes de aumento, foram feitas observações microscópicas das superfícies desgastadas, do pino de Aço ABNT-1020 normalizado e do pino de Aço ABNT-1020 bifásico revenido por microscopia eletrônica de varredura, em várias condições de carga, velocidade e percurso de deslizamento.

1. Observações microscópicas para as seguintes condições de carga, velocidade de deslizamento e percurso de deslizamento para o aço ABNT-1020 normalizado:

- (a) $P = 167,1$ N e 10 rotações do disco
- (b) $P = 65,8$ N , $V = 0,57$ m/s e $L = 11.310$ m
- (c) $P = 65,8$ N , $V = 2,62$ m/s e $L = 11.310$ m
- (d) $P = 99,6$ N , $V = 1,57$ m/s e $L = 11.310$ m
- (e) $P = 65,8$ N , $V = 1,57$ m/s e $L = 11.310$ m

2. Observações microscópicas para as seguintes condições de carga, velocidade de deslizamento e percurso de deslizamento para o aço ABNT-1020 bifásio revenido a 450°C :

- (a) $P = 167,1$ N e 01 rotação do disco
- (b) $P = 33,9$ N e 10 rotações do disco
- (c) $P = 65,8$ N , $V = 1,57$ m/s e $L = 11.310$ m
- (d) $P = 65,8$ N , $V = 1,57$ m/s e $L = 3.930$ m
- (e) $P = 65,8$ N , $V = 1,57$ m/s e $L = 18.690$ m
- (f) $P = 33,9$ N , $V = 1,57$ m/s e $L = 11.310$ m
- (g) $P = 99,6$ N , $V = 1,57$ m/s e $L = 11.310$ m

3. Observações microscópicas para as seguintes condições de carga, velocidade de deslizamento e percurso de deslizamento para o aço ABNT-1020 bifásio revenido a 400°C :

- (a) $P = 65,8$ N , $V = 2,62$ m/s e $L = 11.310$ m

(b) $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$

As condições de carga, velocidade e percurso de deslizamento, para o qual foram feitas as observações microscópicas, encontram-se na faixa de ensaios:

(a) Carga $33,9 \leq P \leq 99,6 \text{ N}$

(b) Velocidade de deslizamento $0,57 \leq V \leq 2,62 \text{ m/s}$

(c) Percurso de deslizamento $3.930 \leq L \leq 18.690 \text{ m}$

As condições de carga de $33,9$ e $167,1 \text{ N}$ para 01 e 10 rotações do disco, tem como objetivo, a observação da superfície desgastada nas condições iniciais de contato.

5.6.1. Observações microscópicas da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 normalizado, sujeito às seguintes condições de ensaio:

(a) $P = 167,1 \text{ N}$ e 10 rotações do disco

Para se avaliar a superfície desgastada do pino, na região inicial e final do contato com o disco conforme ilustrado esquematicamente pela figura 5.23(a), desprezou-se a velocidade de deslizamento, proporcionando-se 01 e 10 rotações ao disco.

A região de contato inicial sobre a superfície desgastada do pino, ilustrada pela figura 5.24(a), após 10 rotações do disco, apresenta ranhuras de diversas dimensões, conforme ilustrado pelo detalhe (a_1) e áreas aparentemente lisas, conforme ilustrado pelo detalhe (a_2).

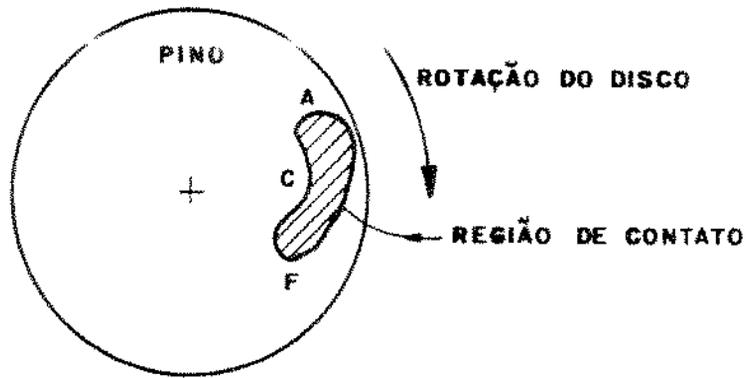


Figura 5.23 Regiões de ataque (A), central (C) e fuga (F) na superfície desgastada do pino, para o início do contato.

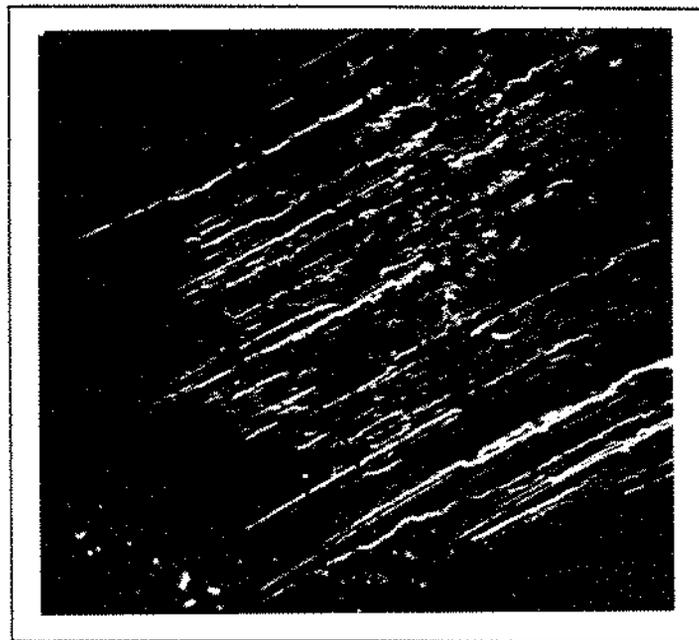


Figura 5.24 (a) Região inicial de contato, da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 normalizado, sujeito a: $P = 167,1 \text{ N}$ e 10 rotações do disco.

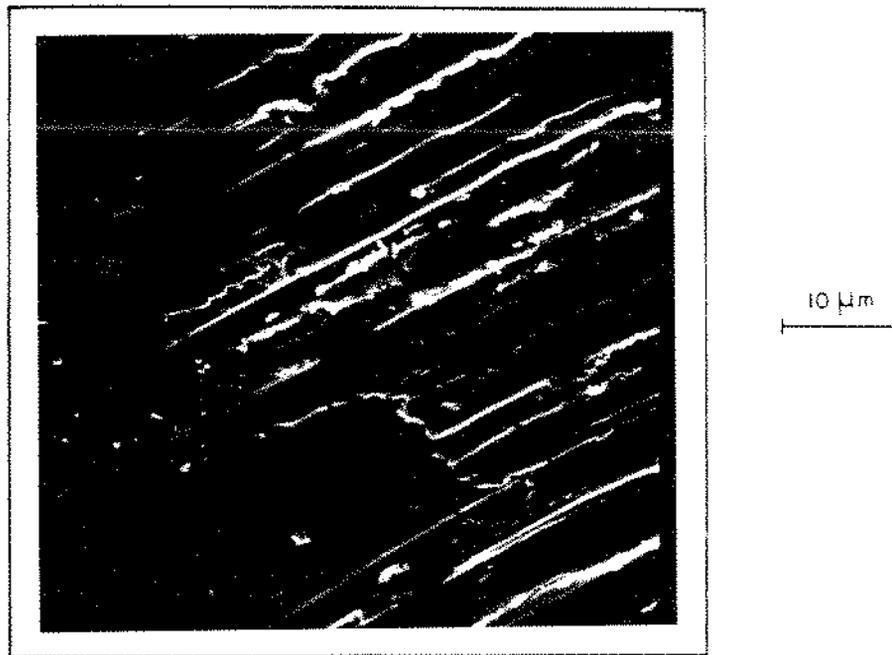


Figura 5.24 (b) Ampliação da região inicial de contato da superfície desgastada.

Uma ampliação da região de contato inicial sobre a superfície desgastada do pino, ilustrada pela figura 5.24(b), apresenta ranhuras de diversas dimensões interrompidas, conforme ilustra o detalhe (a_3). As ranhuras com diversas dimensões, apresentam lateralmente, material deslocado plasticamente pelas protuberâncias duras sobre a superfície do disco. Este material deslocado plasticamente é posteriormente deformado plasticamente pelo carregamento normal, conforme observado no detalhe (a_4), podendo em certos locais serem superpostos, conforme observado pelo detalhe (a_5).

A região central da superfície desgastada, ilustrada pela figura 5.25, apresenta material deslocado, deformado plasticamente pelo carregamento normal, rompido na direção

transversal e longitudinal ao deslizamento, conforme observado no detalhe (a₆). As ranhuras nesta região encontram-se quase totalmente cobertas pelo material deformado plasticamente, conforme observado no detalhe (a₇).

A região de contato final da superfície desgastada, ilustrada pela figura 5.26 (a), apresenta ranhuras com diversas dimensões interrompidas, conforme detalhe (a₈) e áreas aparentemente lisas, conforme detalhe (a₉).

Uma ampliação da região de contato final, ilustrada pela figura 5.26 (b), apresenta material deformado plasticamente superposto na direção de deslizamento, conforme detalhe (a₁₀), fragmentos de material agrupados, conforme detalhe (a₁₁) e trincas transversais a direção de deslizamento sobre uma área aparentemente lisa, conforme detalhe (a₁₂).

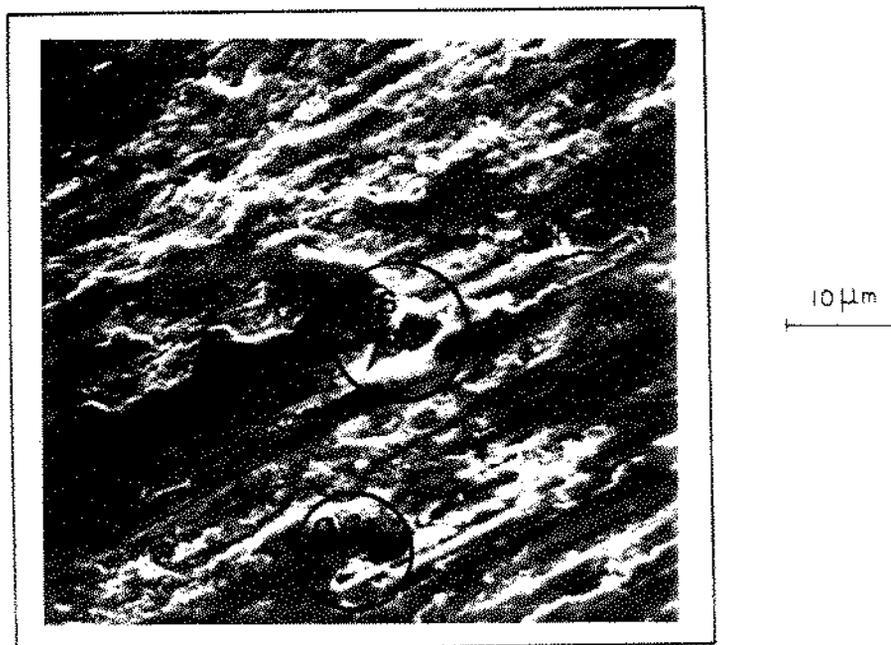
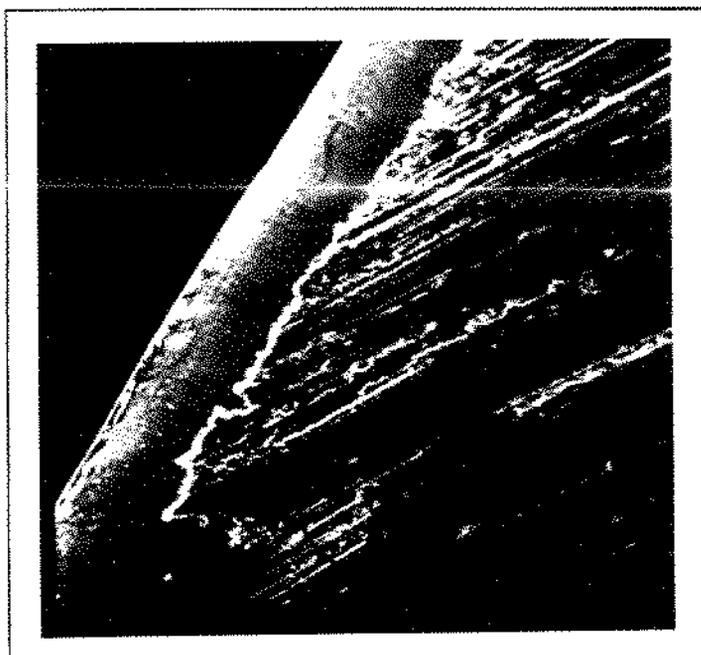


Figura 5.25 Região central da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 normalizado, sujeito a: $P = 167,1 \text{ N}$ e 10 rotações do disco.

(a)



25 μm

(b)



10 μm

Figura 5.26 (a) Região de contato final da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 normalizado, sujeito a: $P = 167,1 \text{ N}$ e 10 rotações do disco.

(b) Ampliação da região de contato final da superfície desgastada.

(b) $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 0,57 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$

A região de contato final da superfície desgastada, ilustrada pela figura 5.27, apresenta material deformado plasticamente na direção de deslizamento, depositado em camadas, conforme detalhe (b_1), sendo as extremidades destas camadas, curvas, idênticas as ranhuras dispostas na superfície, conforme detalhe (b_2).

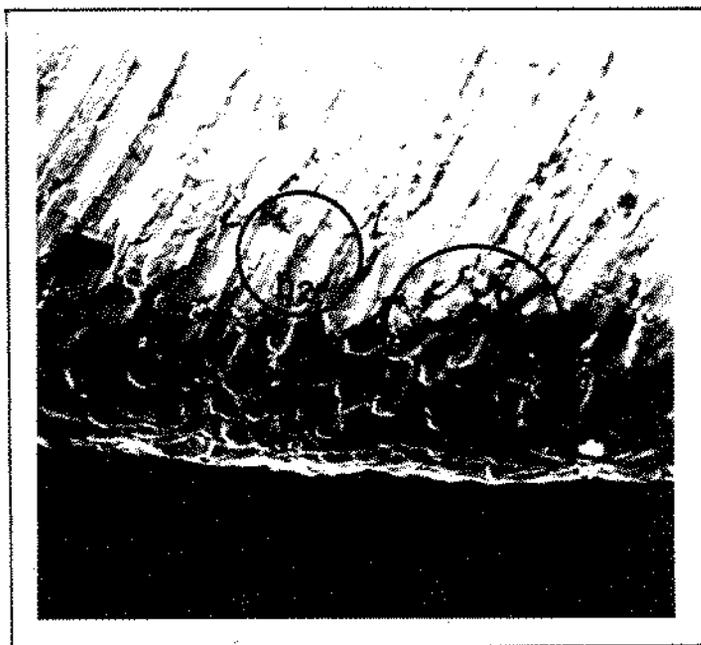


Figura 5.27 Região de contato final da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 normalizado, sujeito a: $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 0,57 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$

(c) $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 2,62 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$

A região central da superfície desgastada, ilustrada pela figura 5.28, apresenta escamação com espessura delgada, conforme detalhe (c_1), trincas transversais e longitudinais a direção de deslizamento, conforme detalhe (c_2) e uma cavidade aparentemente profunda abaixo da escamação, conforme observado no detalhe (c_3).

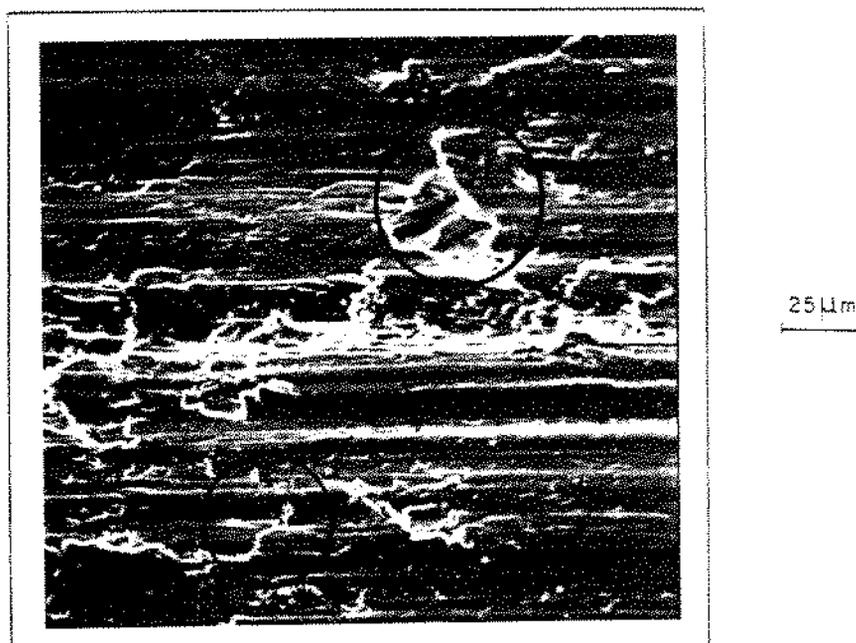


Figura 5.28 Região central da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 normalizado sujeito a:
 $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 2,62 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$

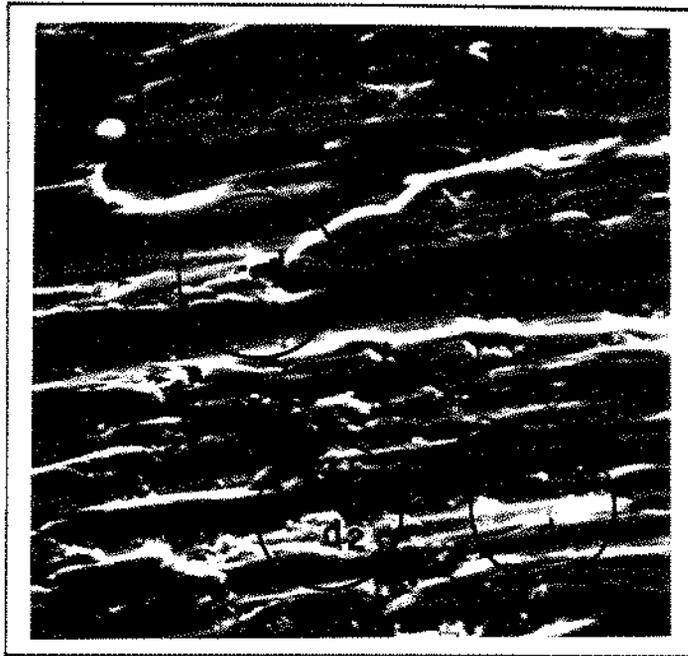
(d) $P = 99,6 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$

A região central da superfície desgastada, ilustrada pela figura 5.29 (a), apresenta uma superfície severamente danificada, com ranhuras, restos de material depositado nas ranhuras e material limitando duas ranhuras rompido, com uma trinca na base na direção de deslizamento, conforme observado pelos detalhes (d_1) , (d_2) e (d_3) respectivamente.

Uma ampliação do material limitando duas ranhuras na superfície desgastada, ilustrada pela figura 5.29 (b), apresenta uma trinca na base, contínua na direção do deslizamento e descontínua transversalmente, conforme observado pelos detalhes (d_4) e (d_5) respectivamente.

Uma ampliação da superfície desgastada em uma dada região, ilustrada pela figura 5.29 (c), apresenta material entre duas ranhuras, deformado plasticamente sobre as mesmas, conforme observado pelo detalhe (d_6) .

(a)



67 μ m

(b)



10 μ m

Figura 5.29 (a) Região central da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 normalizado, sujeito a: $P = 99,6$ N, $V = 1,57$ m/s e $L = 11.310$ m
(b) Ampliação do material limitando duas ranhuras sobre a superfície desgastada.

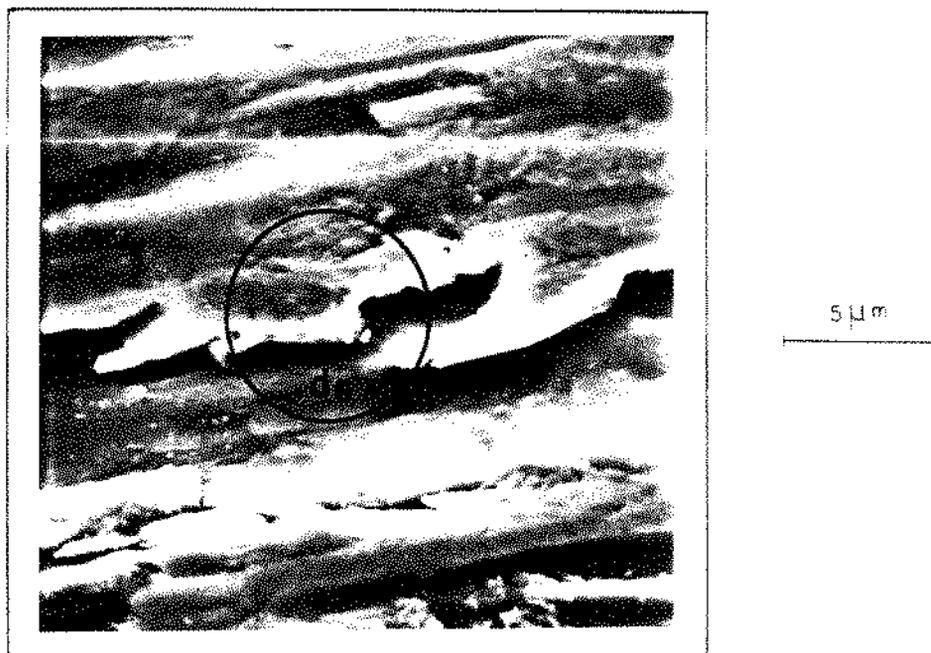


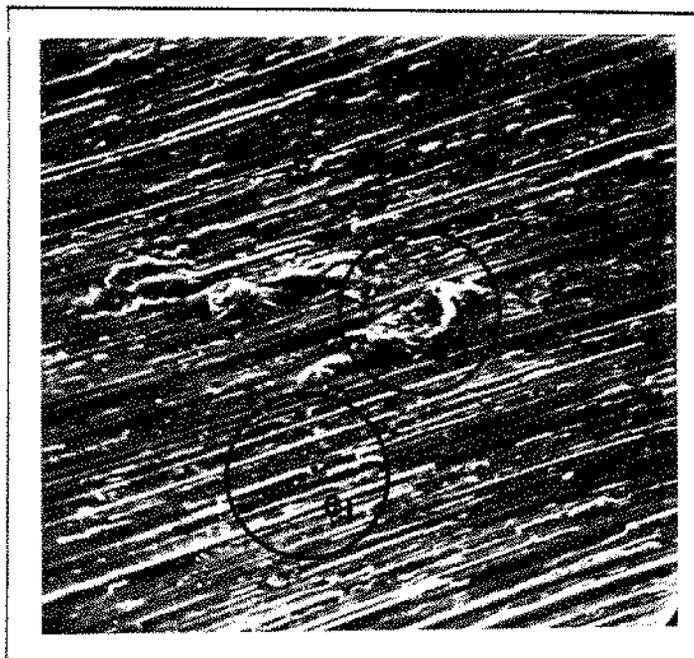
Figura 5.29 (c) Ampliação de uma região, próxima a duas ranhuras, sobre a superfície desgastada.

(e) $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 3.930 \text{ m}$

A região central da superfície desgastada, ilustrada pela figura 5.30 (a), apresenta ranhuras de diversas dimensões interrompidas, conforme detalhe (e_1), e material depositado sobre a superfície desgastada, conforme detalhe (e_2).

A ampliação de uma área da região central da superfície desgastada, ilustrada pela figura 5.30 (b), apresenta regiões aparentemente lisas, conforme detalhe (e_3), ranhuras contínuas e ranhuras interrompidas, conforme detalhes (e_4) e (e_5) respectivamente.

(a)



67 μm

(b)



10 μm

Figura 5.30 (a) Região central da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 normalizado, sujeito a: $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 3.930 \text{ m}$
(b) Ampliação de uma área da região central, da superfície desgastada.

5.6.2. Observações microscópicas da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásio revenido a 450°C, sujeito às seguintes condições:

(a) $P = 167,1 \text{ N}$ e 01 rotação do disco

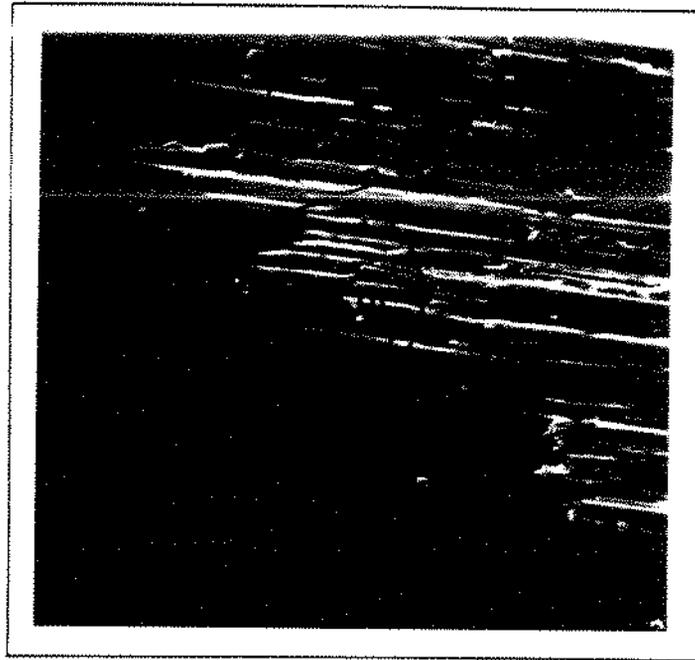
Para se ter inicialmente, as características do contato superficial na região inicial e final da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásio revenido a 450°C, foi imposta uma carga de 167,1 N ao pino e 01 rotação ao disco.

O contato inicial do disco sobre o pino ou região de ataque da superfície desgastada, conforme ilustrado esquematicamente pela figura 5.23(a), é observado na figura 5.31 (a). Esta região de ataque caracteriza-se por apresentar ranhuras de diversas dimensões, conforme detalhe (a_1), ranhuras interrompidas, conforme detalhe (a_2) e áreas aparentemente lisas, conforme detalhe (a_3).

A ampliação da região de ataque da superfície desgastada, ilustrada pela figura 5.31 (b), apresenta as ranhuras de diversas dimensões do detalhe (a_1), anteriormente mencionado.

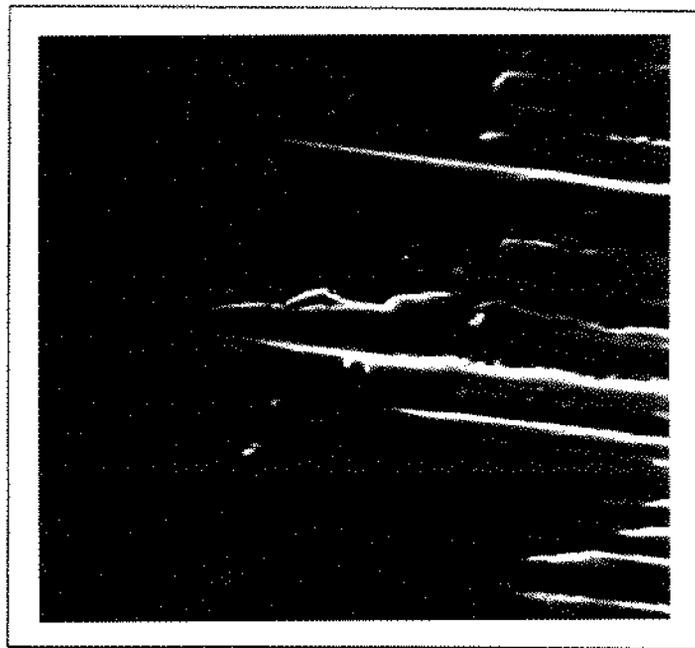
A ampliação de uma ranhura de grande dimensão comparada com as demais, ilustrado pela figura 5.31 (c), mostra o material da ranhura deslocado plasticamente, formando cristas laterais a ranhura, proveniente do contato da protuberância dura sobre a superfície do disco na superfície do pino, conforme detalhe (a_4).

(a)



10 μm

(b)



5 μm

Figura 5.31 (a) Superfície desgastada na região de ataque do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , sujeito a: $P = 167,1\text{ N}$ e 01 rotação do disco.
(b) Ampliação da superfície desgastada na região de ataque.

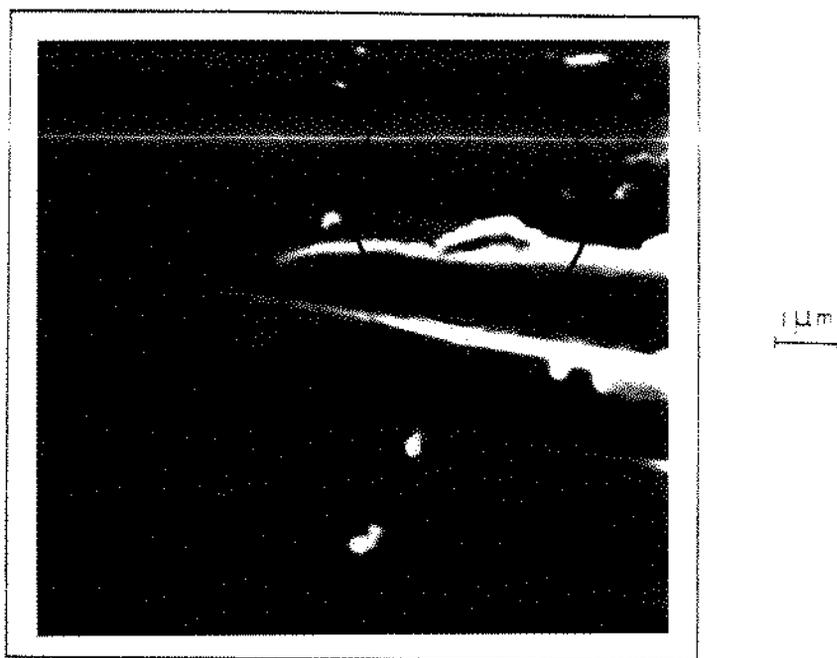
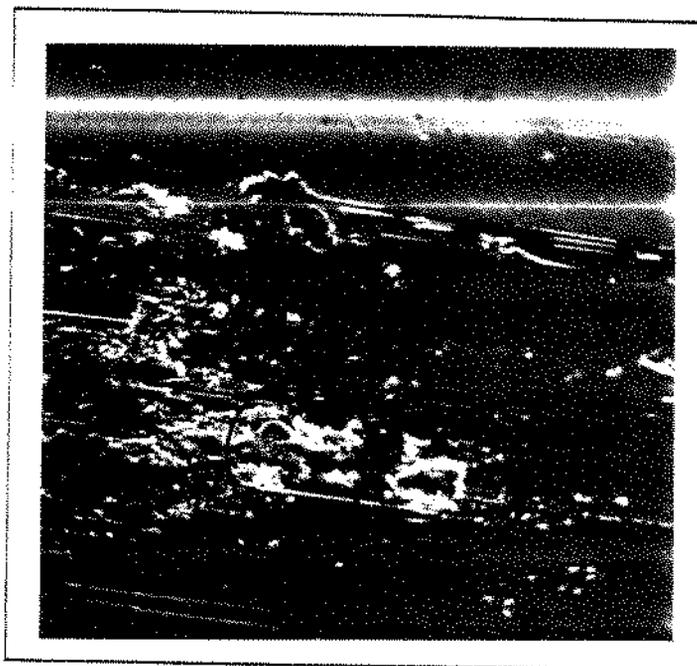


Figura 5.31 (c) Ampliação de uma ranhura da superfície desgastada na região de ataque.

O contato final do disco sobre o pino ou região de fuga no pino, ilustrado pela figura 5.32 (a), caracteriza-se por apresentar ranhuras de diversas dimensões, interrompidas por depósitos de material deformado plásticamente, com superfície aparentemente lisa, conforme detalhe (a_5). Depósitos de material aglomerados e restos de desgaste de diversas formas e tamanhos, apresentam-se no término do contato, conforme detalhes (a_6) e (a_7) respectivamente. A figura 5.32 (b), ilustra os restos de desgaste de diversas formas e tamanhos pela ampliação do término do contato, detalhado em (a_6).

(a)



(b)



Figura 5.32 (a) Superfície desgastada na região de fuga do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , sujeito a: $P = 167,1 \text{ N}$ e 01 rotação do disco.
(b) Ampliação do término do contato na região de fuga da superfície desgastada.

(b) $P = 33,9 \text{ N}$ e 10 rotações do pino.

A região central da superfície desgastada, ilustrada pela figura 5.33, caracteriza-se por apresentar ranhuras de diversas dimensões com cristas laterais, ranhuras interrompidas e áreas aparentemente lisas, conforme detalhes (b_1), (b_2) e (b_3) respectivamente.

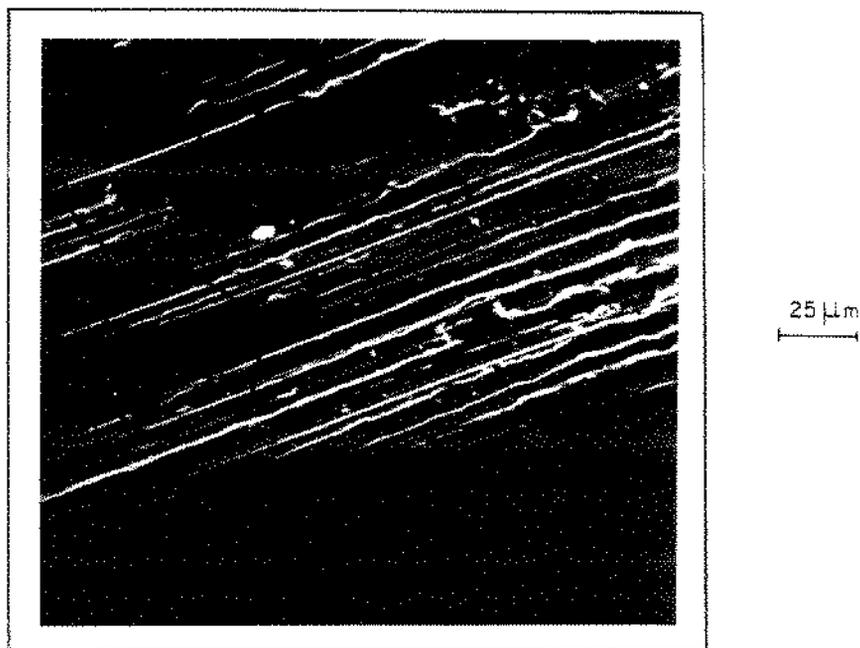


Figura 5.33 Superfície desgastada na região central do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , sujeito a: $P = 33,9 \text{ N}$ e 10 rotações do disco.

(c) $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$

A região central da superfície desgastada para as condições citadas, ilustrada pela figura 5.34 (a), é caracterizada por apresentar ranhuras de grandes dimensões, intercaladas a áreas com ranhuras de pequenas dimensões descontínuas e cavidades de diversos tamanhos e formatos, conforme detalhes (C_1), (C_2) e (C_3) respectivamente.

A ampliação das cavidades irregulares, ilustrada pela figura 5.34 (b), caracteriza-se por apresentar no seu interior, ranhuras e restos de desgaste, conforme detalhe (C_4).



Figura 5.34 (a) Superfície desgastada na região central do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , sujeito a:

$P = 65,8 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$

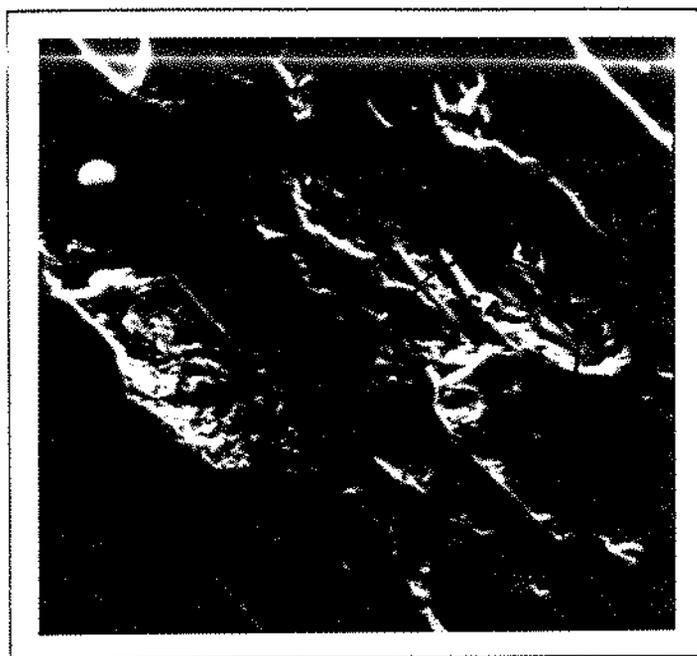


Figura 5.34 (b) Ampliação de uma cavidade sobre a superfície desgastada.

A região de fuga da superfície desgastada do pino, ilustrado pela figura 5.35, caracteriza-se por apresentar, a formação de camadas de material deformado plasticamente superpostas, abaixo do qual apresentam-se cavidades sequenciais de formato circunferencial, observados no detalhe (C_5). A superfície externa apresenta ranhuras de diversas dimensões, conforme detalhe (C_7).

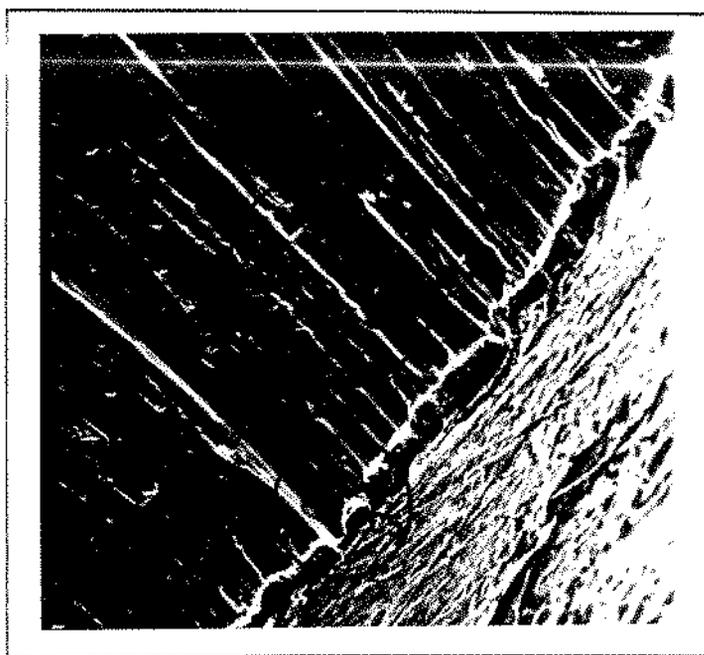


Figura 5.35 Superfície desgastada na região de fuga do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , sujeito a: $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$

(d) $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 3.930 \text{ m}$

A região central da superfície desgastada, para as condições citadas, ilustrada pela figura 5.36(a), caracteriza-se por apresentar ranhuras de diversas dimensões, conforme detalhe (d_1).

A ampliação da região de fuga da superfície desgastada, ilustrada pela figura 5.36 (b), caracteriza-se por apresentar a formação de camadas superpostas, conforme detalhe (d_2). A superfície da camada superior, apresenta ranhuras de

diversas dimensões, conforme detalhe (d₃). A ampliação destas camadas superpostas, ilustradas pela figura 5.36 (c), apresentam cavidades de formação circunferencial nos limites da superposição, conforme detalhe (d₄).

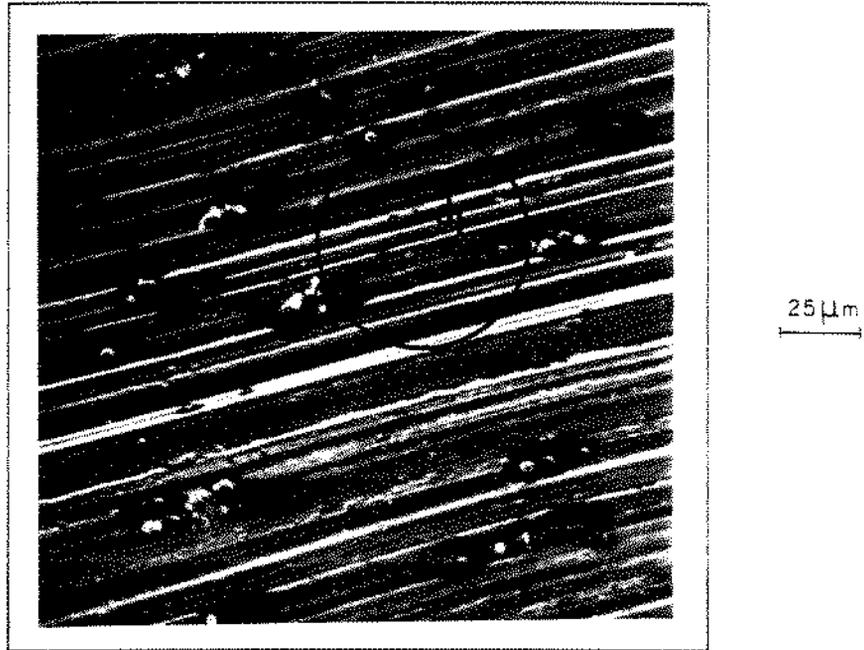
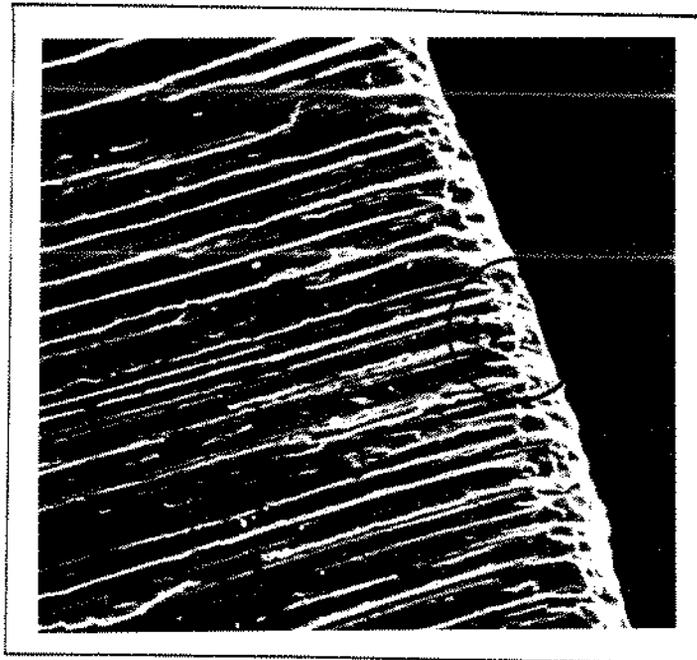


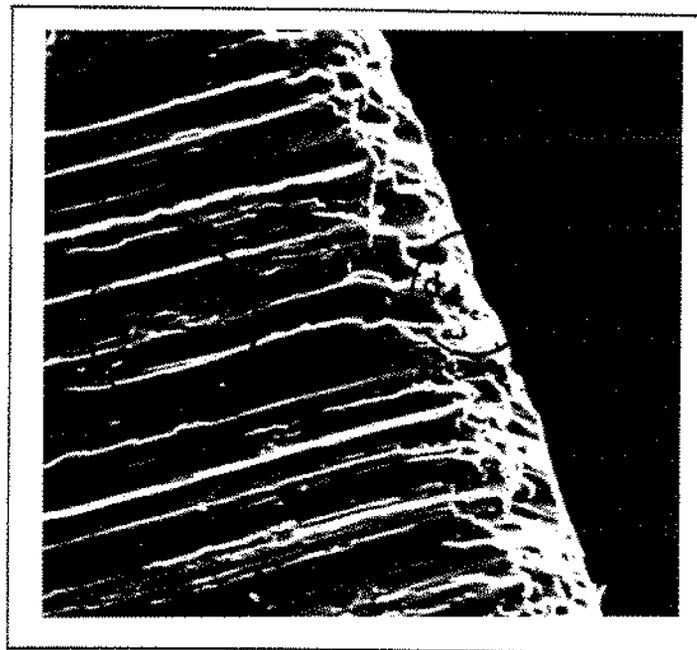
Figura 5.36(a) Superfície desgastada na região central do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C, sujeito a: $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 3.930 \text{ m}$

(a)



25 μm

(b)



15 μm

Figura 5.36 (b) Superfície desgastada na região de fuga do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C, sujeito a:

$P = 65,8 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 3.930 \text{ m}$

(c) Ampliação da região de fuga da superfície desgastada.

(e) $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 18.690 \text{ m}$

A superfície desgastada para as condições citadas, apresenta depósitos de material com superfícies aparentemente lisas, conforme ilustrado pela figura 5.37 (a), detalhe (e_1), aleatoriamente distribuídos sobre a mesma.

A ampliação destes depósitos, conforme ilustrado pela figura 5.37 (b), demonstram encontrarem-se em um plano superior ao da superfície desgastada, e apresentam trincas transversais à direção de deslizamento sobre a superfície aparentemente lisa, conforme detalhe (e_2).

A região de fuga da superfície desgastada, conforme ilustrado pela figura 5.38, caracteriza-se por apresentar camadas superpostas com cavidades irregulares, conforme detalhe (e_3), nos limites das camadas depositadas, que aparentam serem comprimidas pelos sucessivos ciclos de carregamento. A superfície da camada superior, apresenta ranhuras e cavidades irregulares, conforme detalhe (e_4).

(a)



15 μm

(b)



5 μm

Figura 5.37 (a) Depósitos de material sobre a superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , sujeito a:

$P = 65,8 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 18.690 \text{ m}$

(b) Ampliação dos depósitos sobre a superfície desgastada.

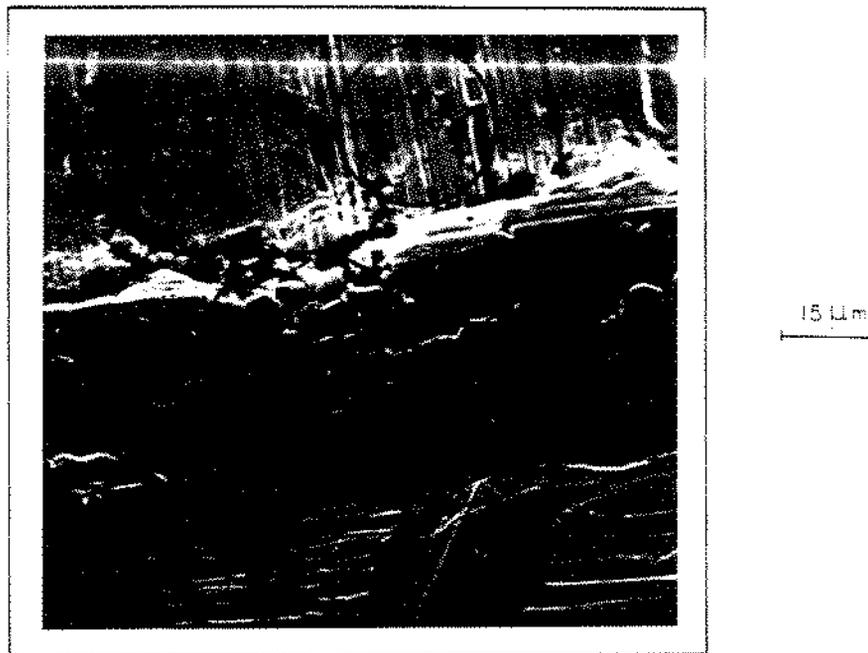
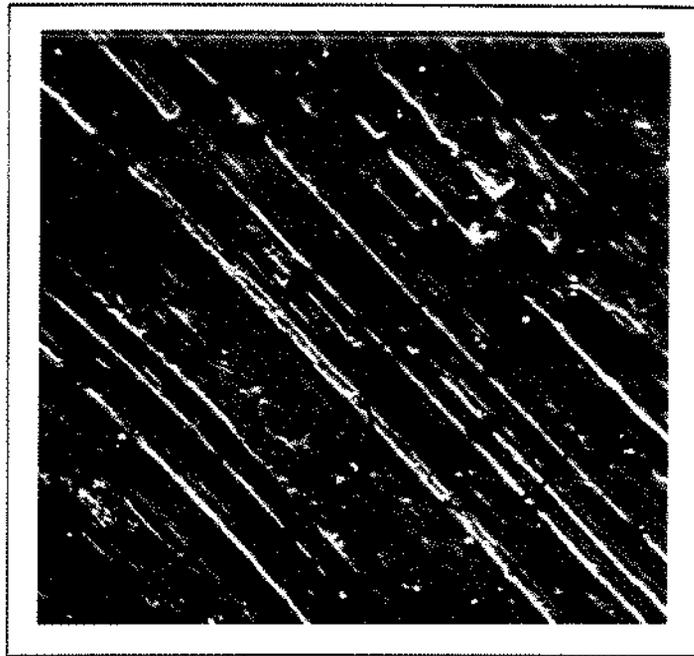


Figura 5.38 Superfície desgastada na região de fuga do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , sujeito a:
 $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 18.690 \text{ m}$

(f) $P = 33,9 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$

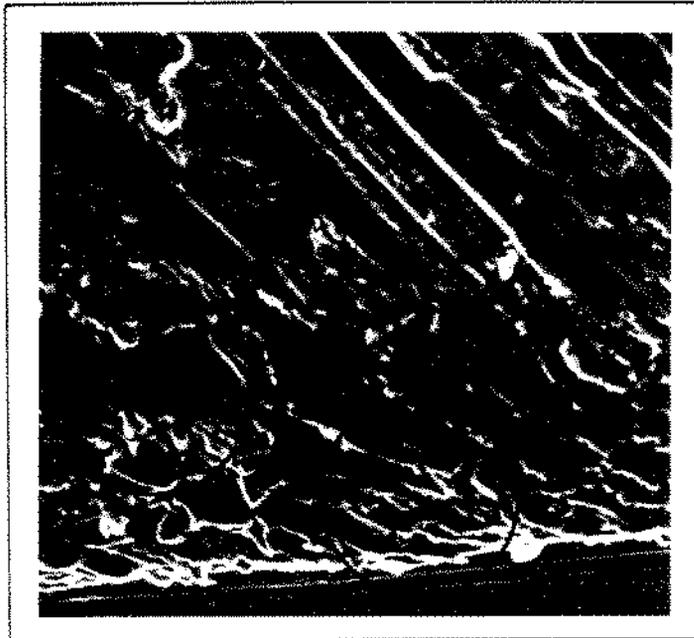
A região central da superfície desgastada para as condições citadas, ilustrada pela figura 5.39, é caracterizada por apresentar ranhuras de diversas dimensões em certos locais interrompidas, conforme detalhe (f_1).

A região de fuga da superfície desgastada do pino, ilustrado pela figura 5.40, caracteriza-se por apresentar camadas de material deformado plasticamente superpostas. Os limites de superposição destas camadas, apresentam cavidades irregulares conforme detalhe (f_2), e as camadas inferiores aparentam serem mais comprimidas que as superiores, conforme detalhe (f_3).



25 μ m

Figura 5.39 Superfície desgastada na região central do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C, sujeito a: $P = 33,9 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$



15 μ m

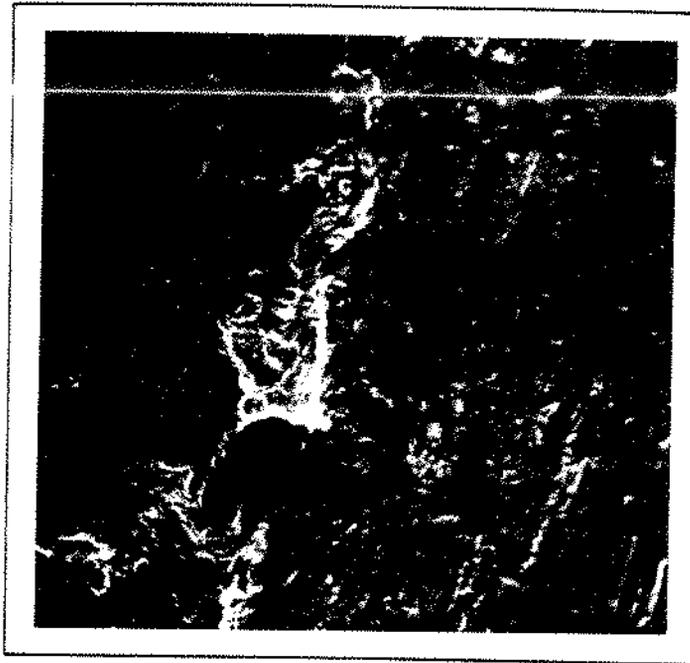
Figura 5.40 Superfície desgastada na região de fuga do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C, sujeito a: $P = 33,9 \text{ N}$, $v = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$

(g) $P = 99,6 \text{ N}$, $v = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$

A região central da superfície desgastada para as condições citadas, ilustradas pelas figuras 5.41(a) e 5.42(a), caracteriza-se por apresentar cavidades de diversas dimensões e formas conforme detalhe (g_1) e trincas aleatoriamente distribuídas conforme detalhe (g_2).

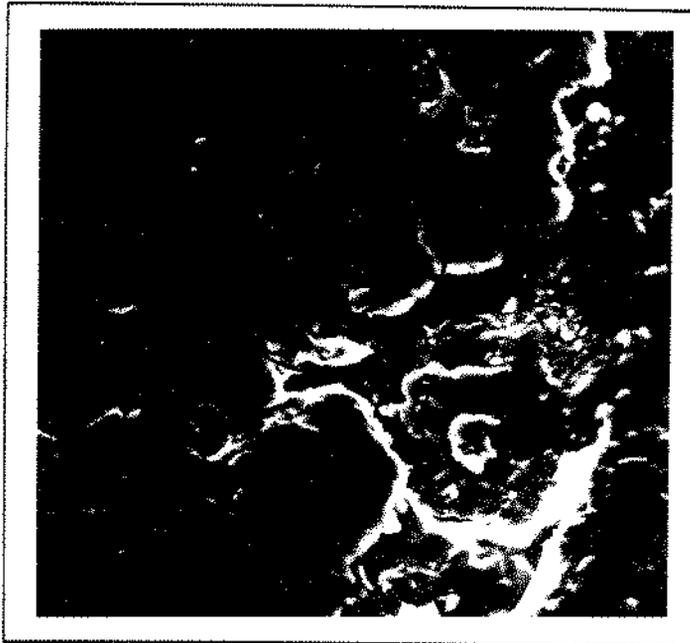
A ampliação da região central da superfície desgastada, ilustradas pelas figuras 5.41(b), (c) e 5.42(b), apresentam a grande fragilização da superfície, conforme detalhes (g_3), (g_4) e (g_5) respectivamente, pela presença de trincas em grandes quantidades em todas as direções. Um local altamente fragilizado, é ilustrado pela figura 5.43(a), que ampliado pela figura 5.43(b), apresenta uma partícula praticamente desvinculada das demais, conforme detalhe (g_6), pelas trincas que a circundam. A partícula, praticamente desvinculada das demais, exhibe vazios ao seu redor, como também trincas sobre a sua superfície conforme detalhes (g_7) e (g_8) respectivamente.

(a)



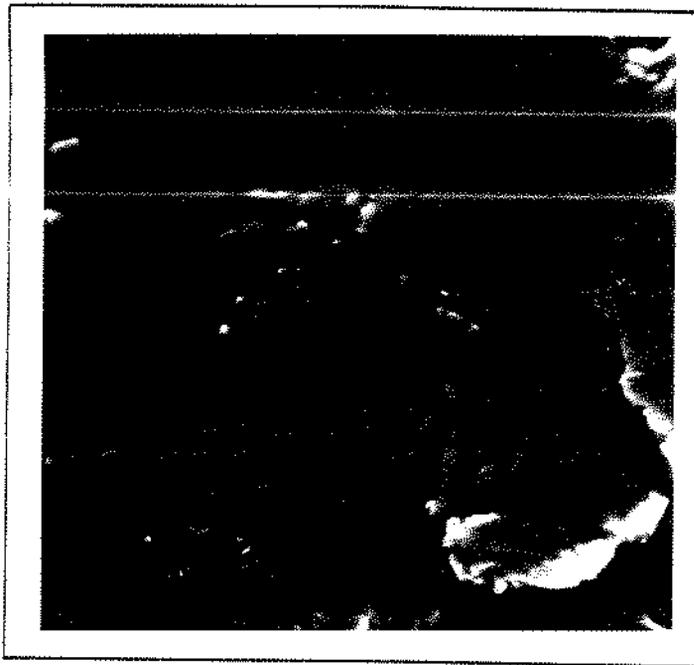
25 μm

(b)



10 μm

Figura 5.41 (a) Região Central da superfície desgastada do pino aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , sujeito a: $P = 99,6 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$
(b) Ampliação de uma região central da superfície desgastada.



5 μ m

Figura 5.41 (c) Ampliação de uma sub-região central da superfície desgastada.



25 μ m

Figura 5.42 (a) Região central da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , sujeito a: $P = 99,6 \text{ N}$, $V=1,57 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$

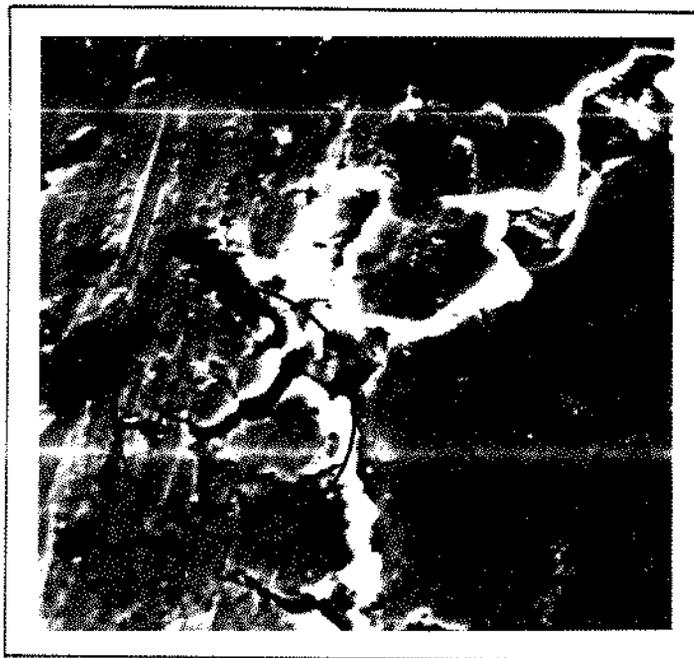


Figura 5.42 (b) Ampliação de uma região central da superfície desgastada.

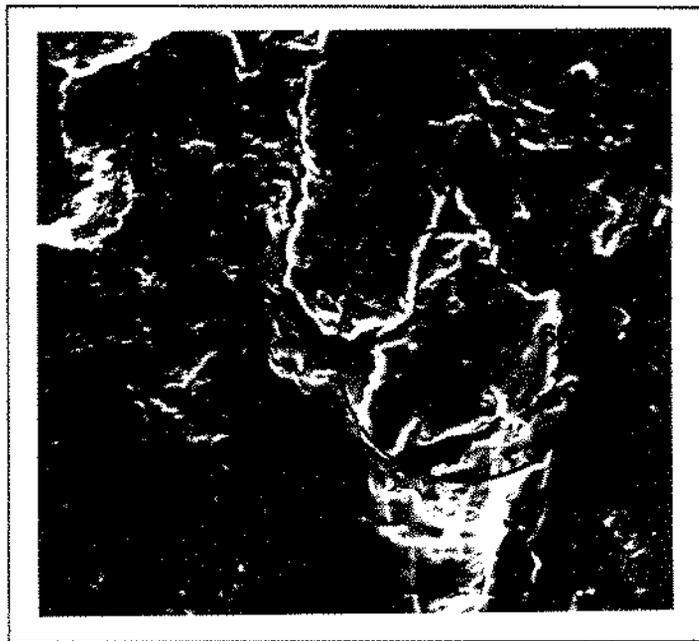


Figura 5.43 (a) Local fragilizado da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , sujeito a: $P = 99,6 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$



Figura 5.43 (b) Ampliação do local fragilizado da superfície desgastada.

5.6.3 Observações microscópicas da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C , sujeito às seguintes condições:

(a) $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 2,62 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$

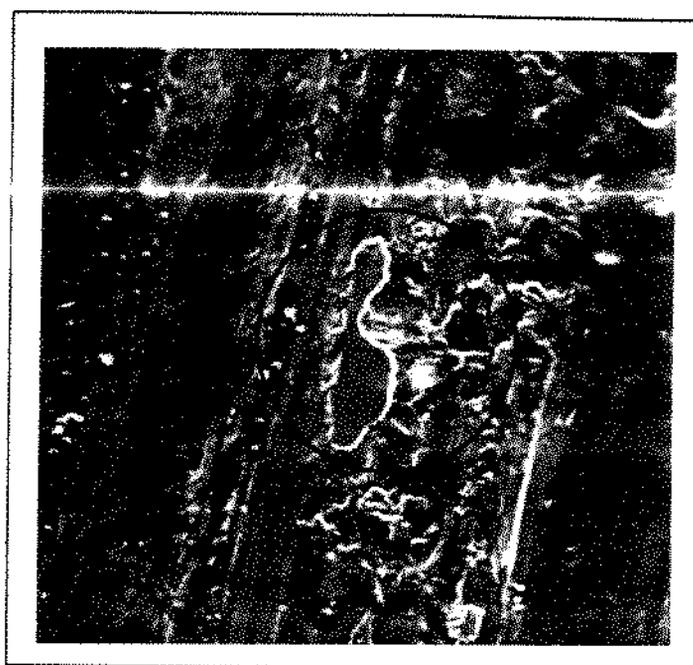
A região central da superfície desgastada para as condições citadas, ilustrada pela figura 5.44(a), caracteriza-se por apresentar depósitos de material com superfícies aparentemente lisas, aleatoriamente distribuídos sobre a

superfície, conforme detalhe (a₁).

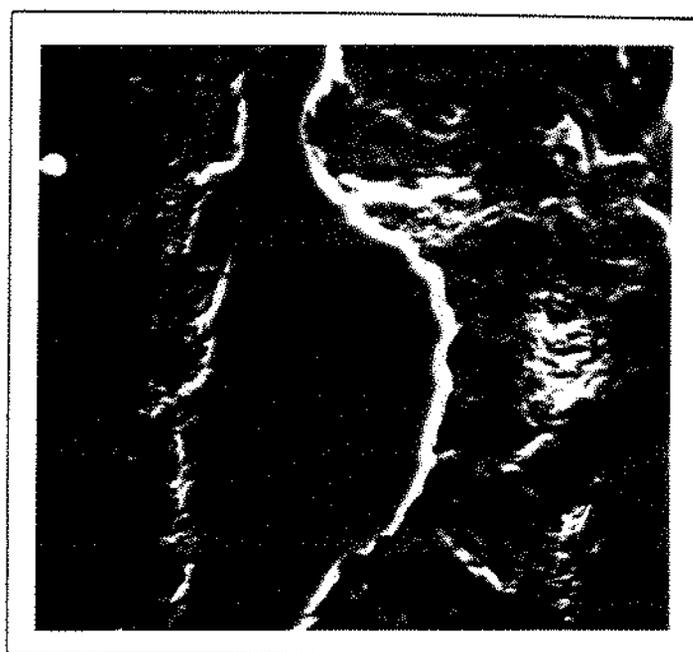
A ampliação de um destes depósitos de material, ilustrado pela figuras 5.44(b) e (c), caracteriza-se por apresentar a superfície lisa, e aparenta estar em um plano acima do nível da superfície desgastada.

A ampliação de um depósito de material sobre outra região da superfície desgastada, ilustrado pela figura 5.45, caracteriza-se por apresentar em sua base, material rugoso conforme detalhe (a₂).

A região de fuga da superfície desgastada ilustrada pela figura 5.46, caracteriza-se por apresentar uma camada de material fortemente comprimido, conforme detalhe (a₃), com ranhuras de várias dimensões, de forma aproximadamente circular conforme detalhe (a₄).

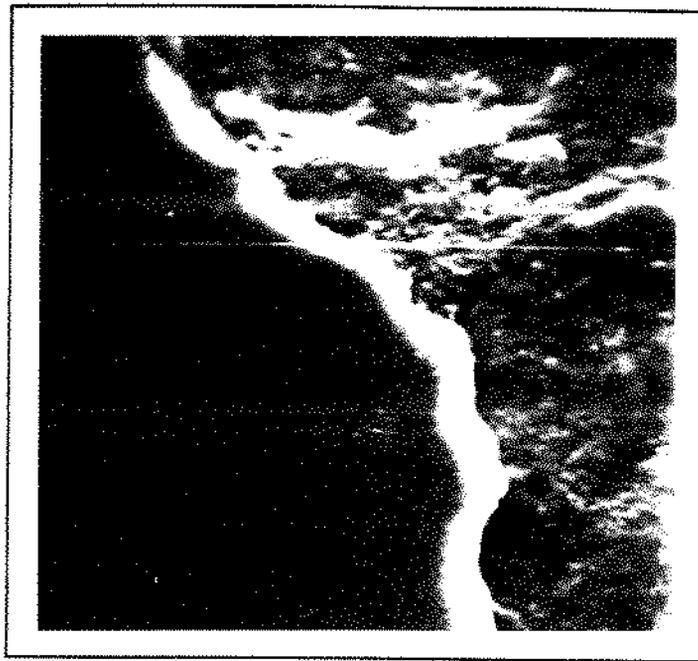


25 μm



10 μm

Figura 5.44 (a) Região central da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C , sujeito a: $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 2,62 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$
(b) Ampliação do depósito de material sobre a região central da superfície desgastada.



5 μ m

Figura 5.44 (c) Ampliação do depósito de material sobre a região central da superfície desgastada.



10 μ m

Figura 5.45 Depósito de material sobre a superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C , sujeito a:

$P = 65,8 \text{ N}$, $V = 2,62 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$

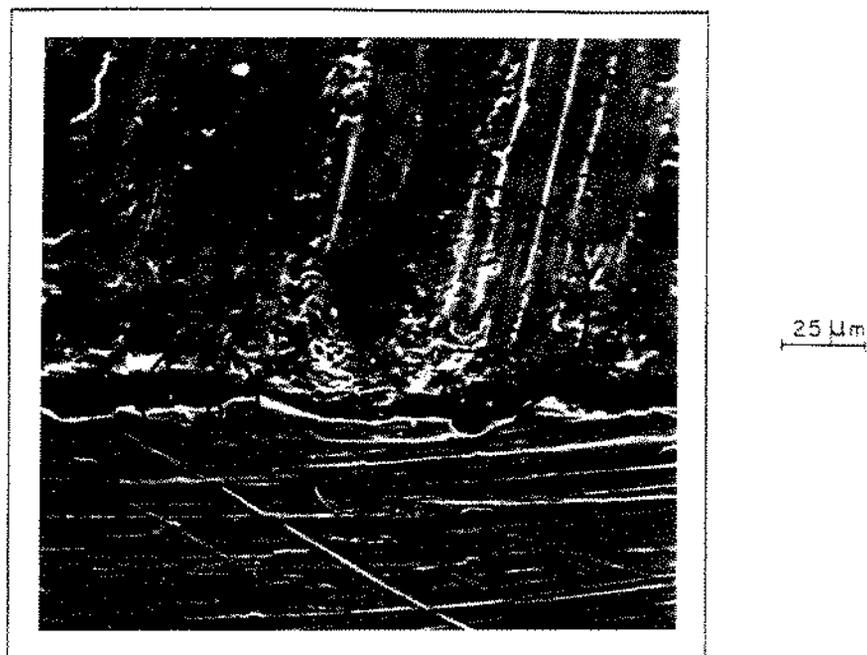


Figura 5.46 Região de fuga da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C , sujeito a: $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 2,62 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$

(b) $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$

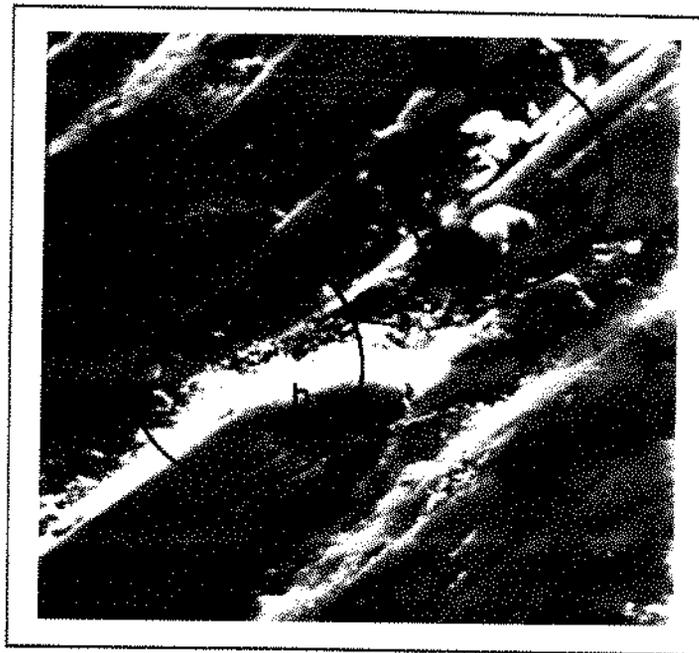
A região central da superfície desgastada para as condições citadas, ilustrada pela figura 5.47(a), caracteriza-se por apresentar ranhuras de diversas dimensões, em alguns locais interrompidas, conforme detalhe (b_1), juntamente com áreas aparentemente lisas conforme detalhe (b_2).

(a)



25 μm

(b)



5 μm

Figura 5.47 (a) Região central da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C , sujeito a:

$$P = 65,8 \text{ N}, \quad V = 1,57 \text{ m/s} \quad \text{e} \quad L = 11.310 \text{ m}$$

(b) Ampliação de um local ranhurado da superfície desgastada.

As ranhuras de maior dimensão, apresentam em certos locais irregularidades de diversas formas e tamanhos, que ampliadas conforme ilustrada pela figura 5.47(b), apresentam em seu interior pequenas ranhuras e finos restos de material desgastado depositado, conforme detalhes (b₃) e (b₄) respectivamente.

CAPÍTULO 6 - DISCUSSÕES

Trataremos neste capítulo das discussões relativas ao comportamento quanto ao atrito e desgaste do aço ABNT-1020 bifásico revenido, atritado contra um aço ABNT-1020 cementado com 58 HRC de dureza, para diversas condições impostas ao par de deslizamento.

Com a finalidade de comparar o comportamento quanto ao atrito e desgaste do aço ABNT-1020 bifásico revenido com o aço ABNT-1020 normalizado, ambos os materiais foram submetidos as mesmas condições de ensaio.

6.1 Atrito estacionário para aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C.

A determinação do coeficiente de atrito, tem sido objetivo de várias teorias, que chegaram a relações complexas com parâmetros difíceis de serem determinados, devido à complexidade do processo de atrito [21]. Os modelos criados com este objetivo, conseguem explicar qualitativamente a causa da força de atrito, mas quantitativamente, somente é possível com aproximações bastante grosseiras [8].

Em vista disto, analisou-se aqui o comportamento do coeficiente de atrito estacionário, determinando-se experimentalmente a variação do mesmo em função da carga e da velocidade de deslizamento, utilizando-se a primeira lei clássica de atrito. A figura 5.5, ilustra o comportamento do coeficiente de atrito em função do tempo de contato das duas superfícies

deslizantes. O baixo coeficiente de atrito entre as superfícies no início do contato, é resultado de uma baixa força de atrito, em razão do bom acabamento inicial das duas superfícies e do óxido presente. O aumento do tempo de contato, produz um aumento da força de atrito, em razão das alterações progressivas da superfície do pino, conforme observado microscopicamente pelo ranhuramento apresentado pelos mesmos, e também em razão do deslocamento do óxido. Após um determinado período de tempo, a força de atrito passa a oscilar em torno de um valor médio, considerada força de atrito média, que determina o coeficiente de atrito estacionário.

a) velocidade de deslizamento

O comportamento do coeficiente de atrito estacionário em função da velocidade de deslizamento para a faixa de carregamentos de 32,0 a 165,5 N impostos ao par deslizante, são ilustrados pelas figuras 5.6; 5.7; 5.8; 5.9 e 5.10.

O comportamento do coeficiente de atrito estacionário apresenta:

- (1) um valor praticamente constante para o carregamento de 32,0 N.
- (2) um decréscimo para um carregamento de 63,7 N na faixa de velocidades de deslizamento de 1,05 a 2,62 m/s.
- (3) um decréscimo para os carregamentos de 97,6; 133,0 e 165,5 N na faixa de velocidades de deslizamento de 1,05 a 2,09 m/s e um valor praticamente constante de 2,09 a 2,62 m/s.

Para uma faixa de velocidades de deslizamento de 0,52 a 1,05 m/s e uma carga de 32,0 N, os resultados experimentais são comprometidos pela oscilação apresentada pela força de atrito, em razão da falta de rigidez do conjunto do sistema de medida da força de atrito, que provoca uma instabilidade mecânica do sistema nestas condições.

Este comportamento decrescente do coeficiente de atrito em função da velocidade de deslizamento, é sugerido com base na teoria da formação da camada de óxido [65], quando há uma elevação da temperatura com o aumento da velocidade de deslizamento, provocando um apreciável aumento da taxa de oxidação [67], fazendo com que uma fina camada de óxido atue como lubrificante sólido, diminuindo desta forma o contato metálico e portanto o coeficiente de atrito.

Do ponto de vista das observações microscópicas, verificou-se, que para cargas próximas a 65,8 N e uma velocidade de deslizamento superior a 2,09 m/s, há uma alteração do processo desgaste que passa do processo de deslocamento plástico para o processo de desgaste por adesão.

Com base neste fato, ocorrerá o processo de desgaste adesivo, para velocidades de deslizamento acima de 2,09 m/s, que contribui de forma a aumentar a resistência ao deslizamento, relativo aquele apresentado pelo processo de desgaste por deslocamento plástico, uma vez que, para a maioria dos carregamentos o coeficiente de atrito estacionário apresenta valores praticamente constantes.

O coeficiente de atrito estacionário para o aço

ABNT-1020 bifásico revenido apresenta um comportamento similar ao do aço ABNT-1020 normalizado, que concorda com a literatura [65].

b) carga

O comportamento do coeficiente de atrito estacionário em função da carga para a faixa de velocidades de deslizamento de 0,52 a 2,62 m/s, imposta ao par deslizante, são ilustradas pelas figuras 5.11; 5.12; 5.13; 5.14 e 5.15.

O comportamento do coeficiente de atrito estacionário, demonstra oscilar em torno de um valor médio, e não caracteriza nenhuma tendência definida. Este comportamento pode também ser baseado na teoria da formação da camada de óxido [67], e leva a entender que as cargas aplicadas são insuficientes para provocar contatos metálicos totalmente diretos, e assim, tem pouca influência sobre as alterações do coeficiente de atrito.

Do ponto de vista das observações microscópicas, verificou-se que para velocidades próximas a 1,57 m/s e cargas acima de 65,8 N, há uma alteração do processo de desgaste por deslocamento plástico para o processo de desgaste por fragilização.

Com base neste fato, ocorrerá um processo de desgaste por fragilização para cargas acima de 65,8 N, que não parece influenciar o coeficiente de atrito estacionário, uma vez que, o mesmo oscila em torno de um valor médio.

O comportamento do coeficiente de atrito estacionário para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C é similar a do aço

ABNT-1020 normalizado, cujo comportamento é muito pouco afetado pelo carregamento [65].

6.2 Desgaste do aço ABNT-1020 bifásico revenido

Em vistas dos resultados experimentais obtidos, da taxa de desgaste e das observações microscópicas, para as várias condições de carga, velocidade de deslizamento, percurso de deslizamento e temperatura de revenido serão feitas as seguintes discussões:

6.2.1 Comportamento da taxa de desgaste do aço ABNT-1020 bifásico revenido, deslizando contra um aço ABNT-1020 cementado, em função de:

(a) Percurso de deslizamento

A figura 5.18, relativa ao volume removido por desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , em função do percurso do deslizamento, apresenta um comportamento linear, com um coeficiente de correlação de 0,90 em um intervalo de confiança de 95%. A análise de variância, indica que as médias são diferentes com a probabilidade em se tomar uma decisão errada de 0,003%.

O comportamento do volume removido por desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , em função do percurso de deslizamento, tem um comportamento similar ao do aço ABNT-1020

normalizado, ilustrado pela figura 5.17, onde a relação linear possui um coeficiente de correlação de 0,91 em um intervalo de confiança de 95%. A análise de variância para o aço ABNT-1020 normalizado, indica que as médias são diferentes com a probabilidade em se tomar uma decisão errada de 0,12%.

Estudos [73,75] relacionados a massa ou volume removido por desgaste em função do percurso de deslizamento em aços, indicaram que a massa ou volume removido cresce linearmente com o percurso de deslizamento, sendo classificados segundo o gradiente e os restos de desgaste em moderado e severo. O desgaste moderado [74], de menor gradiente de crescimento com o percurso de deslizamento, envolve pequena remoção de material, sendo os restos de desgaste consistindo praticamente de óxidos, o desgaste severo, de maior gradiente de crescimento com o percurso de deslizamento, envolve um dano maior, consistindo de partículas metálicas.

Dependendo das condições de carga e velocidade de deslizamento aplicadas em função do percurso de deslizamento, poderá ocorrer um processo de desgaste moderado ou severo, mas, o processo de desgaste moderado será sempre precedido inicialmente por um processo de desgaste severo de curta duração [23,73].

Sendo um processo de desgaste moderado [72], característico de baixas cargas e baixas velocidades, podendo haver pequenas alterações na carga e na velocidade de deslizamento, devido a dureza dos pares em deslizamento contendo de carbono, há uma forte evidência de que o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C e o aço ABNT-1020 normalizado, apresentem um processo de desgaste severo, em razão dos parâmetros de carga e

velocidade de deslizamento aplicados ao par ($P = 65,8 \text{ N}$ e $V = 1,57 \text{ m/s}$).

(b) Velocidade de deslizamento

A figura 5.20, relativa a variação da taxa de desgaste do aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C , em função da velocidade de deslizamento, determina duas faixas de comportamento bem distintas dentro da faixa experimentada, para um intervalo de confiança de 95% e um erro de 0,27% na consideração de que as médias são diferentes. Uma na faixa de 0,52 a 2,09 m/s, onde predomina pequenas variações, indicando um comportamento praticamente constante, e outra acima de 2,09 [m/s], onde há uma significativa elevação da taxa de desgaste.

Estudos relacionados ao deslizamento de aço contra aço de durezas iguais ou diferentes [65-68], indicaram a velocidade de deslizamento próxima a 1,0 m/s como o ponto mínimo da taxa de desgaste para vários níveis de carregamento (exemplo 4,9 e 30Kg). Uma análise deste fato [70], foi criteriosamente avaliada pelo deslizamento de latão contra aço ferramenta que indicou um decréscimo contínuo da taxa de desgaste, resfriando-se o pino de teste, onde concluiu-se que não existe um ponto de mínimo, relativo a uma velocidade de deslizamento próxima a 1,0 m/s, mas sim uma temperatura crítica na interface próximo a 1,0 m/s.

A figura 5.19 relativa a variação da taxa de desgaste do aço ABNT-1020 normalizado, em função da velocidade de deslizamento, para as mesmas condições impostas ao aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C , determina duas faixas de comportamento

bem distintas dentro da faixa experimentada, para um intervalo de confiança de 95%, e um erro de 0,03% na consideração de que as médias são diferentes. Uma na faixa de 0,52 a 2,09 m/s, onde predominam pequenas variações, indicando um comportamento praticamente constante, e outra acima de 2,09 m/s, onde há uma significativa elevação da taxa de desgaste.

Os resultados obtidos para as taxas de desgaste para o aço ABNT-1020 normalizado, para um carregamento de 65,8 N, são compatíveis àquelas apresentadas pelo aço 1020 de baixa dureza, para um carregamento de 4,9 Kg [65]. Deste fato, há evidências prováveis do ponto de mínimo em torno de uma velocidade de deslizamento de 1,0 m/s, não perceptível, em razão do pequeno carregamento aplicado.

Destas observações, verifica-se que a taxa de desgaste do aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C, apresenta um comportamento bastante similar ao do aço ABNT-1020 normalizado, que possui um gradiente mais significativo após 2,09 m/s, com um provável ponto de mínimo em torno de 1,0 m/s.

Para o carregamento de 65,8 N, imposto ao par de deslizamento, a elevação de temperatura não parece ser muito significativa até 2,09 m/s, pois não produz alterações consideráveis, tanto no aço ABNT-1020 normalizado como no aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C.

(c) Carga

A figura 5.22, relativa a variação da taxa de desgaste

do aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , em função da carga, determina duas faixas distintas de comportamento dentro da faixa experimentada, para um intervalo de confiança de 90%, e um erro de 0,017% na consideração de que as médias são diferentes. Uma faixa de 33,9 a 65,8 N e 72,1 a 99,6 N onde há um crescimento da taxa de desgaste, e outra, de 65,8 a 72,1 N onde há um decréscimo da taxa de desgaste.

Estudos relacionados ao deslizamento em um par de aços com diferentes durezas [69] em função da carga, observaram quedas de 3 a 5 vezes na taxa de desgaste para uma dada carga, denominada carga crítica, dependendo da velocidade de deslizamento imposta. Uma pronunciada queda de 600 a 1000 vezes, foi observado [72] se o deslizamento é entre um par de aços de baixa dureza.

O comportamento do aço ABNT-1020 normalizado, ilustrado pela figura 5.21, indica um crescimento linear da taxa de desgaste com a carga, com um coeficiente de correlação de 0,93 em um intervalo de confiança de 95%. A análise de variância, indica que as médias são diferentes com a probabilidade em se tomar uma decisão errada de 0,28%.

A ordem de grandeza dos resultados obtidos para a taxa de desgaste do aço ABNT-1020 normalizado em função da carga são compatíveis aos resultados apresentados pelo deslizamento de um aço de baixa dureza contra um aço duro [69], onde o comportamento da taxa de desgaste é linear.

Em vista destes fatos, observa-se que o comportamento da taxa de desgaste do aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , assume valores similares no início e no fim da faixa de teste, em

relação ao aço ABNT-1020 normalizado e diferenciado na faixa média de teste. Nesta faixa média de teste, o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , apresenta uma inflexão, que caracteriza uma queda na taxa de desgaste, possuindo portanto, uma carga crítica dentro desta faixa de teste.

Estudos relacionados a estas cargas críticas [69] no atritamento de um aço de baixa dureza contra um aço duro, caracterizaram cargas da ordem de 10,0 a 20,0 Kg, respectivamente para velocidades de deslizamento de 3,0 a 1,0 m/s. O deslizamento entre aços de baixa dureza com um conteúdo de carbono de 0,52%, caracterizaram a primeira carga crítica por volta de 250 g para uma velocidade de deslizamento de 1,0 m/s, sendo menores quando aumenta-se a velocidade de deslizamento e o conteúdo de carbono [72].

A carga crítica, apresentada no comportamento do aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , situa-se aproximadamente na faixa de cargas de 600,0 a 700,0 g, valor este, maior daqueles do deslizamento entre aços de baixa dureza, e menor daqueles do deslizamento de um aço de baixa dureza contra um aço duro. Isto é influenciado pela microestrutura bifásica revenida do aço, onde tem-se uma matriz relativamente dura e uma fase dispersa de baixa dureza.

d) Temperatura de revenido

A figura 5.23, relativa a variação da taxa de desgaste em função da temperatura de revenido, apresenta um comportamento indefinido nesta faixa de temperaturas, sob o aspecto do

intervalo de confiança de 95%, e um erro de 16% na consideração de que as médias são diferentes. Considerando-se o aspecto da resistência a tração em aços bifásicos revenidos [90], observou-se que, em temperaturas de revenido a partir de 350°C, há maiores decréscimos relativos ao estado bifásicos. Este fato, leva uma diminuição da resistência ao desgaste, uma vez que há uma diminuição da resistência a tração e portanto da dureza.

Considerando-se estes fatos, deve ocorrer um crescimento da taxa de desgaste, que não fica bem definida em função da proximidade dos valores da resistência a tração obtida nas tres temperaturas de revenido, 350°C, 400°C e 450°C. Para uma descretização do comportamento, é necessário um espaço maior entre as temperaturas de revenido ou um refinamento maior em cada um desses pontos, por um maior número de ensaios.

6.2.2 Processo de desgaste atuante no aço ABNT-1020 bifásico revenido, deslizando contra um ABNT-1020 cementado, para as condições iniciais de contato.

Para uma análise do processo de desgaste atuante, nas condições iniciais do deslizamento na superfície do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido, foram impostas 01 e 10 rotações ao disco de aço ABNT-1020 cementado, desprezando-se desta forma o efeito da velocidade de deslizamento.

A falta de paralelismo entre os planos que contém as superfícies do pino e do disco, conforme ilustrado esquematicamente pela figura 6.1, produzirá sobre a superfície do

pino uma região de contato localizada.

O contato localizado sobre a superfície do pino ilustrado esquematicamente pela figura 5.23(a), é constituída de uma região chamada de ataque ou contato inicial do disco sobre o pino, uma região central, e outra região chamada de fuga, ou fim de contato do disco sobre o pino.

As ranhuras com cristas laterais na superfície desgastada do pino aço ABNT-1020 bifásico revenido, ilustradas pelas observações microscópicas na região de ataque, conforme figura 5.31(a), (b), (c), podem ser representadas esquematicamente, pelas figuras 6.2(a) e (b).

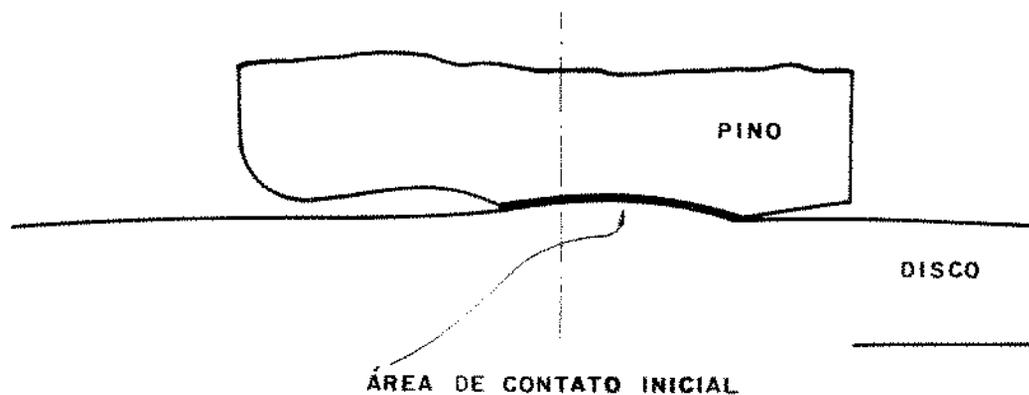


Figura 6.1 Representação esquemática da falta de paralelismo entre o pino e o disco.

A formação de um dos tipos de ranhuras com cristas laterais (a) ou (b), dependerá do grau de penetração das protuberâncias duras localizadas na superfície do disco, dependendo portanto, da forma e dureza das mesmas, bem como, do

carregamento aplicado ao par de deslizamento [47, 48].

Depósitos de restos de material, ilustrados pelas observações microscópicas na região de fuga, conforme figuras 5.32(a) e (b), podem ser provenientes do processo de desgaste abrasivo por corte ou por remoção de material por deslocamento plástico no início do contato (sulcamento).

As ranhuras com cristas laterais, ilustradas pelas observações microscópicas nas figuras 5.24(a) e (b) para o aço ABNT-1020 normalizado, sujeito a 10 rotações, apresentam as mesmas características das ranhuras apresentadas para o aço ABNT-1020 bifásico, sujeito a 01 e 10 rotações.

Das observações microscópicas, ilustradas pelas figuras 5.31(a) (b) e (c) para o aço ABNT-1020 bifásico revenido e 5.24(a) e (b) para o aço ABNT-1020 normalizado, verifica-se que estas cristas laterais citadas são de formato semelhantes, e que são posteriormente deformadas plasticamente por compressão do carregamento normal, imposto pelas protuberâncias duras que sucedem as primeiras durante o contato, conforme ilustrado esquematicamente pela figura 6.3(a).

As deformações plásticas normais que estas cristas laterais sofrem, podem fazer com que as mesmas sejam sobrepostas, conforme ilustrado esquematicamente pela figura 6.3(b) ou cubram totalmente ou parcialmente uma ranhura adjacente, conforme observado microscopicamente pelas figuras 5.25 e 5.33 e ilustrado esquematicamente pelas figura 6.3(b) e (c). Estes fatos estão diretamente relacionados com a dureza da protuberância e carga normal aplicada.

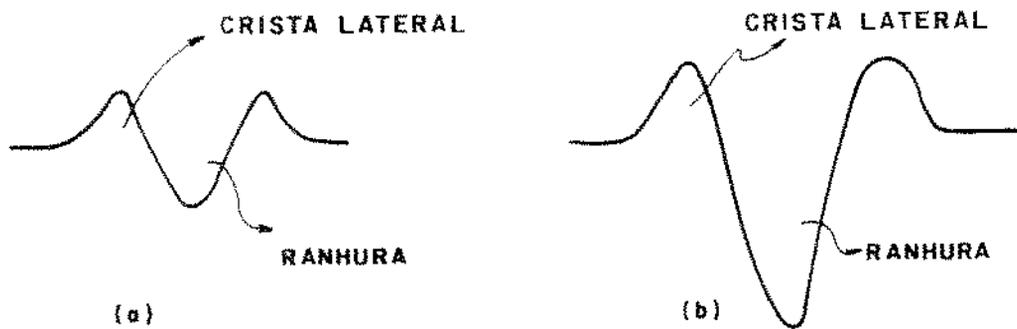


Figura 6.2 Representação esquemática das ranhuras com cristas laterais:

(a) sem remoção de material.

(b) remoção de material no início de contato das protuberâncias duras.

Após a deformação plástica normal das cristas laterais, as forças de tração na direção do deslizamento, impõem a estas cristas laterais deformadas, uma deformação na mesma direção. Esta deformação provoca o rompimento e o deslocamento destas cristas deformadas na direção do deslizamento, conforme ilustrado esquematicamente pela figura 6.4 ou somente o deslocamento plástico das mesmas.

A figura 5.25, ilustra microscopicamente o rompimento de uma crista lateral deformada para o aço ABNT-1020 normalizado sujeito a 10 rotações.

O rompimento ou deslocamento destas cristas laterais deformadas plasticamente, na direção de deslizamento, produz um fluxo plástico sobre as ranhuras, conforme observado microscopicamente na figura 5.32(a) e 5.33, para o aço ABNT-1020

bifásico revenido e 5.26(a) e (b) para o aço ABNT-1020 normalizado, onde as ranhuras são vistas interrompidas. A figura 6.5, ilustra esquematicamente uma ranhura interrompida por uma crista lateral deformada, rompida e deslocada ou somente deslocada plasticamente sobre a ranhura.

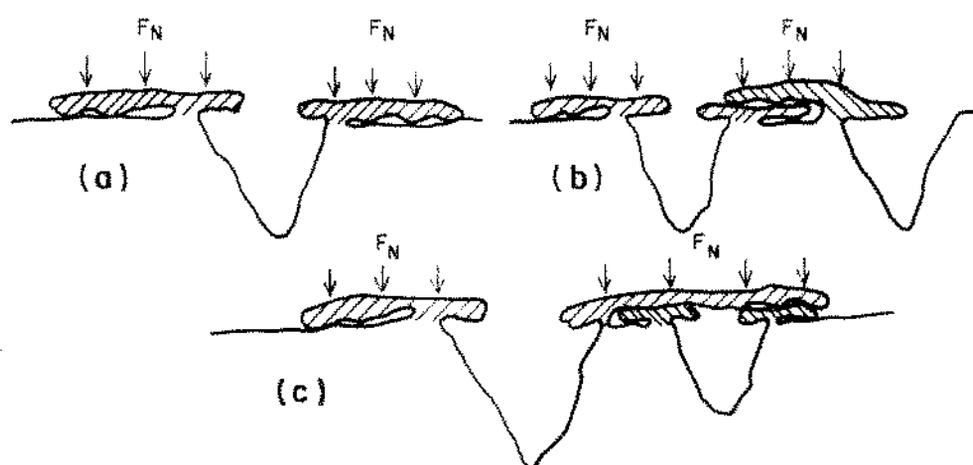


Figura 6.3 Representação esquemática:

- (a) deformação das cristas laterais por compressão da carga normal.
- (b) cristas deformadas superpostas.
- (c) cristas deformadas cobrindo uma ranhura adjacente.

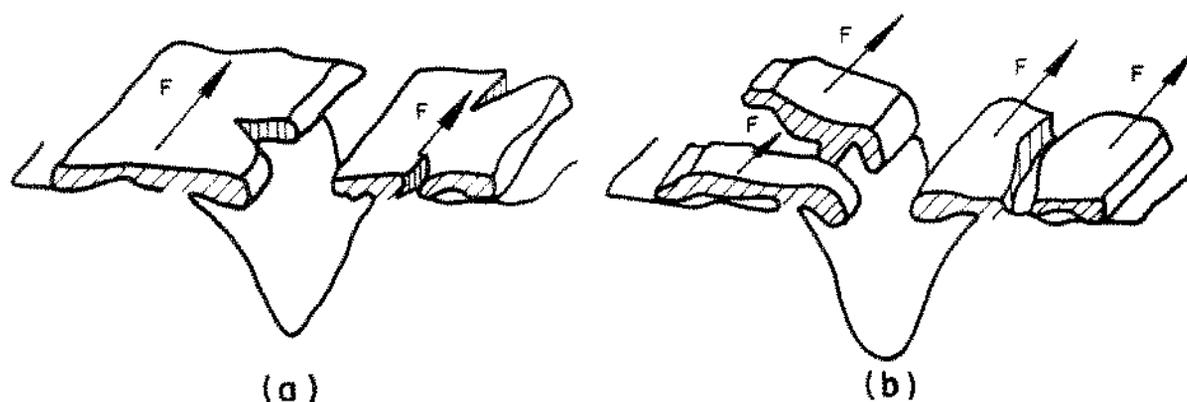


Figura 6.4 Representação esquemática do rompimento das cristas laterais deformadas plasticamente, pelas forças de tração superficial: (a) Início, (b) Término

O fluxo plástico produzido, conforme mencionado anteriormente, tende a se deslocar para a região de fuga, conforme observado microscopicamente pelas superfícies aparentemente lisas nas figuras 5.32(a) e 5.33 para o aço ABNT-1020 bifásico revenido, sujeito a 01 e 10 rotações do disco respectivamente e figuras 5.26(a) e (b) para o aço ABNT-1020 normalizado, sujeito a 10 rotações do disco, que é devido ao deslocamento ou rompimento e deslocamento das cristas laterais deformadas.

Impondo-se um carregamento constante, e um maior número de ciclos de contato entre as superfícies, os efeitos observados repetem-se sucessivamente. Isto vem caracterizar, que após vários contatos superficiais, estes ciclos de formação de ranhuras, deformação das cristas laterais, rompimento e/ou deslocamento são

periodicamente repetidos, danificando ainda mais a superfície, e produzindo um fluxo plástico maior na direção de deslizamento.

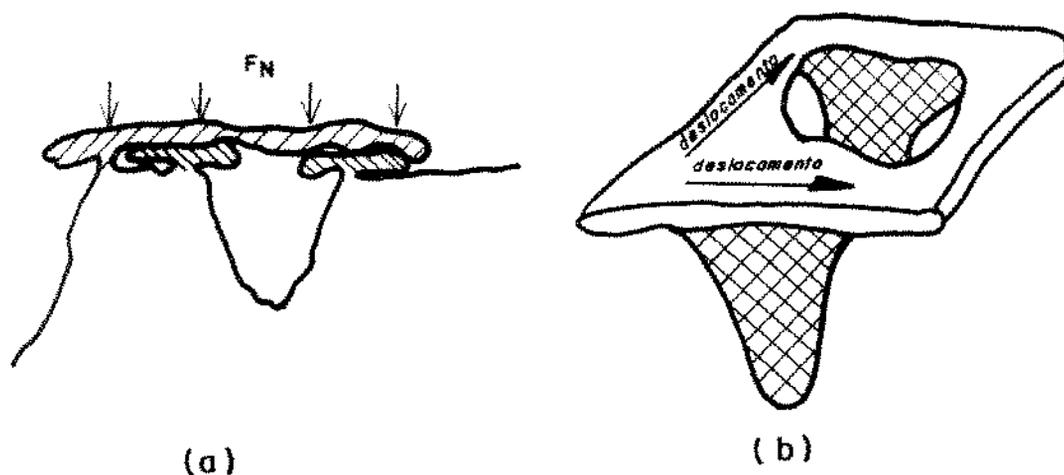


Figura 6.5 Representação esquemática de uma ranhura interrompida, observada na superfície do aço ABNT-1020 bifásico revenido e ABNT-1020 normalizado: (a) seção transversal, (b) fluxo plástico.

A intensidade do carregamento aplicado ao par de deslizamento, tem influência sobre a remoção direta de material durante o início do contato, como também provocará um maior dano para sucessivos contatos entre as superfícies deslizantes.

Os restos de desgaste observados na região de fuga para o aço ABNT-1020 bifásico revenido, conforme figuras 5.32(a) e (b) e para o aço ABNT-1020 normalizado conforme figuras 5.26(b), podem estar relacionados ao corte provocado pelas protuberâncias duras ou ao arrancamento no início do contato da protuberância dura e a superfície com posterior deslocamento plástico.

6.2.3 Processo de desgaste atuante no aço ABNT-1020 bifásico revenido, deslizando contra um aço ABNT-1020 cementado, em função de:

(a) Percurso de deslizamento (revenido a 450°C)

As observações microscópicas da superfície do aço ABNT-1020 bifásico revenido para os percursos de deslizamentos de 3.930, 11.310 e 18.690 m, onde manteve-se constantes a carga de 65,8 N e a velocidade de deslizamento de 1,57 m/s, caracterizam-se por apresentarem uma superfície intensamente ranhurada para um percurso de deslizamento de 3.930 e 11.310 m e praticamente ausente de ranhuras para um percurso de deslizamento de 18.690 m, conforme ilustrado pelas figuras 5.36(a), 5.34(a) e 5.37(a). Ranhuras interrompidas, com extenso fluxo plástico sobre a superfície é observado para o percurso de deslizamento de 11.310 m, conforme ilustrado respectivamente pelas figuras 5.34(a) e (b).

Na superfície de fuga, para os percursos de deslizamento de 3.930, 11.310 e 18.690 m, observam-se depósitos em camadas de material, onde existem cavidades nos limites destas camadas, conforme ilustrado respectivamente pelas figuras 5.36(b), 5.35 e 5.38. O depósito em camadas de material, aparenta estar mais comprimido para um percurso de deslizamento de 18.690 m, do que para os outros percursos de deslizamento, isto baseado no formato das cavidades limitantes das camadas.

Para um percurso de deslizamento de 18.690 m, observa-se microscopicamente, conforme ilustrado pela figura

5.37(a), depósitos de material sobre a superfície, semelhantes a plaquêtas com superfícies aparentemente lisas, que ampliadas, conforme ilustrada pela figura 5.37(b), mostram trincas transversais a direção de deslizamento.

As observações microscópicas da superfície desgastada do aço ABNT-1020 normalizado para um percurso de deslizamento de 3.930 m, onde manteve-se constantes a carga de 65,8 N e a velocidade de deslizamento de 1,57 m/s, caracterizam-se por apresentarem a superfície intensamente ranhurada, com extenso fluxo plástico, conforme ilustrado pela figura 5.30(a) e (b).

As observações executadas para pequenos percursos de deslizamentos para os aços ABNT-1020 bifásico revenido e ABNT-1020 normalizado, apresentam um comportamento similar entre si, e aquele do início do deslizamento.

Das observações microscópicas da superfície desgastada do aço ABNT-1020 bifásico revenido, podemos apoiar inicialmente, que há um extensivo fluxo plástico, para todos os percursos de deslizamento, que seguem o seguinte desenvolvimento observado no início do contato, ou seja:

(a) Formação de ranhuras com cristas laterais e remoção de material no início do contato, dependendo do grau de penetração das protuberâncias duras (processo de desgaste por abrasão por deslocamento plástico de material lateral as ranhuras com ou sem retirada de material no início do contato da protuberância dura).

(b) Deformação plástica das cristas laterais pelo carregamento normal.

(c) Rompimento e/ou deslocamento das cristas laterais deformadas por compressão na direção de deslizamento, por meio das forças de tração superficial.

O depósito em camadas de material na região de fuga, vem de certa forma confirmar o deslocamento de material, que segue a sequência anteriormente citada.

Destas observações podemos prever que para pequenos percursos de deslizamento para o aço ABNT-1020 bifásico revenido, deverá predominar o processo de desgaste por deslocamento plástico de material da superfície, auxiliado pelo processo de desgaste abrasivo por sulcamento, com retirada de material no início do contato. A medida que aumenta-se o percurso de deslizamento, ou seja, o número de ciclos de contato, aumenta-se a probabilidade de transferência de partículas entre as superfícies, e o crescimento das partículas na superfície do pino, caracterizando o processo de desgaste adesivo [75].

As características da superfície desgastada do aço ABNT-1020 normalizado são bastante similares àquelas do aço ABNT-1020 bifásico revenido, devendo portanto haver um processo de desgaste semelhante com o aumento do percurso de deslizamento.

(b) Velocidade de deslizamento (revenido a 400°C)

As observações microscópicas da superfície desgastada do aço ABNT-1020 bifásico revenido para as velocidades de deslizamento de 1,57 e 2,62 m/s, onde manteve-se constantes a carga de 65,8 N e o percurso de deslizamento de 11.310 m, caracterizam-se por apresentarem, ranhuramento intenso,

interrompido em certos locais, para uma velocidade de deslizamento de 1,57 m/s, conforme ilustrado pela figura 5.34(a) e (b). Para uma velocidade de deslizamento de 2,62 m/s, a superfície desgastada apresenta plaquêtas com superfícies lisas aleatoriamente distribuídas e material depositado em camadas fortemente comprimidas na região de fuga, conforme ilustrado respectivamente pelas figuras 5.44(a), (b) e 5.46.

Destas observações microscópicas para o aço ABNT-1020 bifásico revenido, é de se prever que há um significativo fluxo plástico para uma velocidade de deslizamento de 1,57 m/s, devendo ocorrer predominantemente o desgaste por deslocamento plástico de material da superfície, conforme sequência caracterizada no item 6.2.3. Este processo de desgaste deverá com o aumento do número de ciclos ter o desgaste adesivo como processo auxiliar na remoção de material, em razão deste ser favorecido pela transferência e retransferência de material em ambas as superfícies.

Para uma velocidade de deslizamento de 2,62 m/s para o aço ABNT-1020 bifásico revenido, o fluxo plástico no início do contato, é favorecido pela elevação de temperatura, promovendo desta forma uma maior transferência e retransferência de material entre as superfícies e o crescimento de partículas por adesão na superfície do pino [78]. Desta forma, predominará o processo de desgaste adesivo, uma vez que observamos, que o material deslocado plasticamente para a região de fuga encontra-se bastante comprimido e em quantidade insignificante, comparado àquelas, em que predomina o processo de desgaste por deslocamento plástico de material da superfície.

Para o aço ABNT-1020 normalizado, observou-se a superfície desgastada para uma velocidade de deslizamento de 0,57 e 2,62 m/s, mantendo-se constante, a carga e o percurso de deslizamento, respectivamente em 65,8 N e 11.310 m.

Para uma velocidade de deslizamento de 0,57 m/s, as observações microscópicas para o aço ABNT-1020 normalizado indicam um extenso fluxo plástico, conforme ilustrado pela figura 5.27, onde o acúmulo de material na região de fuga, indica o deslocamento de material para esta região, com evidente possibilidade de ser removido.

Para uma velocidade de deslizamento de 2,62 m/s, as observações microscópicas para o aço ABNT-1020 normalizado, indicam a escamação da superfície, conforme ilustrado pela figura 5.28. O aumento da velocidade de deslizamento, provoca a elevação de temperatura na interface, que facilita o fluxo plástico da camada inicialmente deslocada plasticamente pelo processo de desgaste abrasivo por deslocamento plástico, com ou sem retirada de material no início do contato.

As forças de tração superficial e as tensões térmicas atuantes sobre a fina camada deslocada plasticamente, provoca o aparecimento e propagação de trincas após vários ciclos de carregamento, caracterizando um processo de desgaste por fadiga.

O aço ABNT-1020 normalizado e o aço ABNT-1020 bifásico revenido possuem praticamente o mesmo processo de desgaste por fluxo plástico para baixas velocidades, diferindo quando eleva-se a velocidade de deslizamento, como é o caso observado para uma velocidade de 2,62 m/s.

(c) Carga (revenido a 450°C)

As observações microscópicas da superfície desgastada do aço ABNT-1020 bifásico revenido para as cargas de 33,9; 65,8 e 99,6 N, onde manteve-se constantes a velocidade de deslizamento de 1,57 m/s e o percurso de deslizamento de 11.310 m, caracterizam-se por apresentarem intenso ranhuramento, com ranhuras interrompidas para as cargas de 33,9 e 65,8 N, conforme ilustrado respectivamente pelas figuras 5.39 e 5.34(a). Na região de fuga, para as cargas de 33,9 e 65,8 N, são observadas camadas superpostas de material deformado e deslocado plasticamente, conforme ilustrado respectivamente pelas figuras 5.40 e 5.35.

Para uma carga de 99,6 N, a superfície desgastada do aço ABNT-1020 bifásico revenido, conforme ilustrado pelas figuras 5.41(a) e 5.42(a), caracterizam-se por apresentarem-se bastante fragilizadas com cavidades de diversas formas e tamanhos, conforme detalhes ilustrados pelas figuras 5.41(a), (b) e (c) e 5.42(a) e (b).

Destas observações, podemos prever que há um significativo fluxo plástico para o aço ABNT-1020 bifásico revenido, para as cargas de 33,9 e 65,8 N, predominando o processo conforme sequência citada no item 6.2.3 deste capítulo, onde o material é removido por deslocamento plástico da superfície.

O aumento da carga para 99,6 N, aumenta o dano superficial, produzindo deformações excessivas sobre o material inicialmente deslocado pelas protuberâncias duras, que desta forma encruam-se, sendo fragilizado por carregamentos adicionais,

favorecendo o aparecimento de trincas.

O aumento da temperatura, outro fator adicional a carregamentos severos, cria gradientes de temperaturas diferentes sobre a superfície, que provavelmente favorecem o aparecimento de trincas, devido a diferentes níveis de tensões térmicas na superfície.

Destas observações, para um carregamento de 99,6 N pode-se prever um processo de desgaste por fragilização da superfície, em razão do encruamento provocado por excessiva deformação como responsável pela remoção de material da superfície do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido.

As observações microscópicas da superfície desgastada do aço ABNT-1020 normalizado para uma carga de 99,6 N, mantendo-se constantes a velocidade e o percurso de deslizamento respectivamente em 1,57 m/s e 11.310 m, indicam uma maior dano superficial, com maior possibilidade de remoção de material no início do contato, em razão da maior penetração das protuberâncias duras, conforme ilustrado pela figura 5.29(a). Um extenso fluxo plástico ocorre sobre a superfície desgastada, conforme ilustra a figura 5.29(c), acompanhado por evidente fadiga lateral do material entre duas ranhuras, conforme ilustrado pela figura 5.29(b).

O processo de desgaste por deslocamento plástico para o aço ABNT-1020 normalizado para carregamentos elevados dentro da faixa de testes, parece predominar, sendo auxiliado por uma maior remoção no início do contato pela penetração das protuberâncias duras e fadiga lateral do material entre duas ranhuras após um

numero sucessivos de ciclos.

Para baixas cargas na faixa de testes, o aço ABNT-1020 bifásico revenido indica um processo de desgaste por deslocamento plástico de material, semelhante ao desenvolvido no aço ABNT-1020 normalizado.

Para altas cargas na faixa de testes, o aço ABNT-1020 bifásico revenido não apresenta o mesmo processo de desgaste que o aço ABNT-1020 normalizado, que mantém o processo de desgaste por deslocamento plástico, auxiliado pelo processo de fadiga.

6.2.4 Processo de desgaste atuante no aço ABNT-1020 bifásico em função do comportamento do volume removido por desgaste ou taxa de desgaste com:

(a) Percurso de deslizamento (revenido a 450°C)

As discussões anteriores, relativas ao comportamento do volume de material removido por desgaste e ao processo de desgaste atuante na superfície do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido em função do percurso de deslizamento, determinaram:

- O volume de material removido por desgaste é linear como o percurso de deslizamento.
- Para os percursos de deslizamento de 3.930; 7.620 e 11.310 m predominam o processo de desgaste por deslocamento plástico.
- Para o percurso de deslizamento de 18.690 m predomina o processo de desgaste por adesão.

Estudos referentes ao processo de desgaste adesivo [75, 78], constataram que a evolução do processo depende do tempo

de contato das superfícies do pino e do disco, onde partículas são transferidas de uma superfície para outra, conforme ilustrado esquematicamente pela figura 6.6.

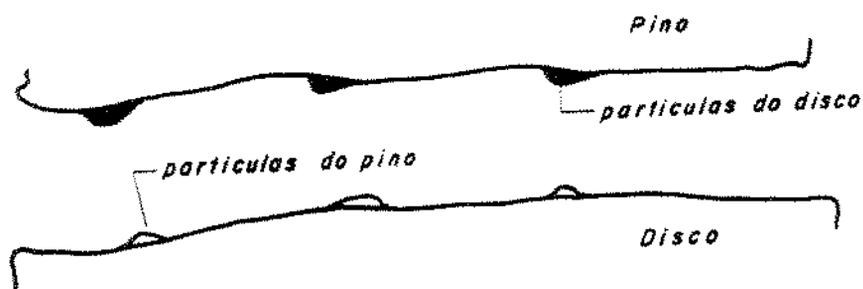


Figura 6.6 Representação esquemática de partículas transferidas entre as superfícies de deslizamento do pino e do disco [78].

Esta transferência atinge um valor estacionário, a partir do qual, há um processo de crescimento das partículas sobre a superfície do pino [78-81], conforme ilustrado esquematicamente pela figura 6.7.

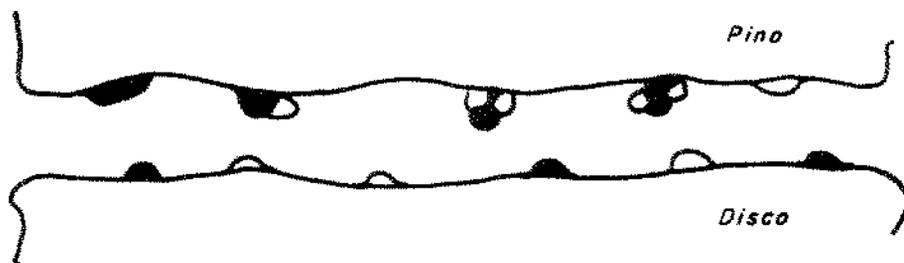


Figura 6.7 Representação esquemática da retransferência e do crescimento das partículas na superfície do pino |81|.

Estas partículas crescidas na superfície do pino, sujeitas a uma carga de compressão, tendem a achatarse, e sujeitas a uma força de tração superficial, alongarse na direção do deslizamento, conforme ilustrado na figura 6.8.

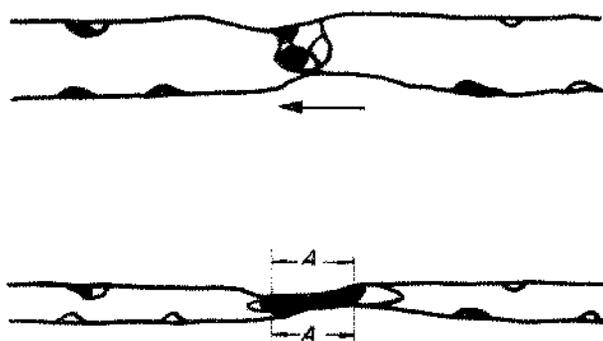


Figura 6.8 Representação esquemática das partículas crescidas, deformadas na direção transversal e longitudinal |83|.

O aumento do tempo de contato entre as superfícies deslizantes, proporciona a união destas partículas achatadas e alongadas, havendo desta forma, um crescimento das mesmas [82], conforme ilustrado esquematicamente pela figura 6.9



Figura 6.9 Representação esquemática da união das partículas crescidas e distendidas [82].

Em razão destes fatos, verifica-se que o processo de desgaste adesivo até um percurso de 11.310 m, tem uma pequena parcela de responsabilidade sobre o desgaste total, uma vez que houve transferência, mas não houve tempo suficiente para um crescimento das mesmas e desta forma não são observadas microscopicamente sobre a superfície de desgaste.

A medida que há o crescimento das partículas, conforme ilustrado esquematicamente pela figura 6.9, elas produzem uma separação temporária entre as superfícies deslizantes. Estas partículas como observadas para um percurso de 18.690 m, passam a funcionar antes que sejam removidas, como sapatas de apoio, motivo pelo qual possuem uma superfície lisa.

As forças de tração superficial responsáveis pela

remoção destas sapatas de apoio, são constatadas pelas trincas transversais sobre a superfície das mesmas, que não foram suficientes para produzir a remoção. A remoção destas sapatas, foram observadas, medindo-se a variação do movimento transversal do pino em relação ao disco [81], que produz conseqüentemente alterações no contato das superfícies deslizantes e portanto, variações subitas na força de atrito.

O comportamento linear do volume removido por desgaste, juntamente com as observações microscópicas, caracterizam a predominância do processo de desgaste por deslocamento plástico, auxiliado pelo processo de desgaste adesivo, que vai se tornando mais significativo com o aumento do percurso de deslizamento até 11.310 m e que passa a predominar a partir de 18.690 m.

(b) Velocidade de deslizamento (revenido a 400°C)

O comportamento da taxa de desgaste em função da velocidade de deslizamento, determina duas faixas de variação, uma praticamente constante até 2,09 m/s e outra crescente até 2,62 m/s na faixa experimentada.

As observações microscópicas, para uma velocidade de deslizamento 1,57 m/s na faixa constante, e 2,62 m/s na faixa crescente da taxa de desgaste, indicaram respectivamente o processo de desgaste por deslocamento plástico e adesivo, como processos de desgaste predominantes.

O aumento da velocidade de deslizamento até 2,09 m/s, parece não determinar um crescimento significativo das partículas

aderidas ao pino, conforme ilustrado esquematicamente pelas figuras 6.7; 6.8 e 6.9, predominando nesta faixa de velocidades de deslizamento o processo de desgaste por deslocamento plástico, auxiliado pelo processo de desgaste adesivo, como responsável por uma pequena parcela sobre a remoção total de material da superfície.

O aumento da velocidade de deslizamento acima de 2,09 m/s, eleva a temperatura na superfície de contato, que acelera a transferência e retransferência de partículas [22], favorecendo o crescimento das partículas sobre a superfície do pino. Estas partículas crescidas, funcionam temporariamente como sapatas de apoio entre as duas superfícies e são removidas periodicamente pelas forças de tração superficial.

Destes fatos, pode-se considerar, que a faixa de velocidades de deslizamento até 2,09 m/s, onde predomina o processo de desgaste por deslocamento plástico, auxiliado discretamente pelo processo de desgaste adesivo, não influencia de forma significativa a taxa de desgaste. Para a velocidades de deslizamento acima de 2,09 m/s, a temperatura na superfície de desgaste eleva-se, e acelera o processo de desgaste adesivo, que determina uma elevação significativa da taxa de desgaste.

(c) Carga (revenido a 450⁰C)

O comportamento da taxa de desgaste em função da carga normal aplicada ao par deslizante, determina três faixas dentro da faixa experimentada. Uma de 33,9 a 65,8 N e 72,1 a 99,6 N, onde há

um crescimento da taxa de desgaste e outra de 65,8 a 72,1 N onde há um decréscimo.

As observações microscópicas para as cargas de 33,9 a 65,8 N, indicaram um extenso fluxo plástico de material na superfície desgastada, que se intensifica com o aumento do carregamento, predominando o processo de desgaste por deslocamento plástico da superfície. Para um carregamento de 99,6 N, a severidade do deslocamento plástico, produz um encruamento do material deslocado plasticamente, fragilizando-o, onde um extenso número de trincas separam parcialmente ou completamente este material fragilizado, que será removido pelas forças de tração superficial.

O crescimento da taxa de desgaste até 65,8 N, com posterior decréscimo até 72,1 N, caracteriza uma inflexão, que produz uma alteração no processo de desgaste por deslocamento plástico para um processo de desgaste por fragilização, alterando a forma de remoção de material da superfície.

6.3 Comportamento da dureza na superfície desgastada e abaixo da superfície desgastada para o aço ABNT-1020 bifásico revenido

(a) Dureza média relativa da superfície desgastada

As medidas de dureza relativa na superfície desgastada nas regiões de ataque, central e de fuga, conforme indicadas pelas tabelas 5.13 e 5.14, para as várias condições aplicadas a duas temperaturas de revenido, são consideradas relativas, em

razão do estado da superfície durante as medidas.

De uma forma geral, verifica-se que a região de fuga na maior parte das medidas, apresenta uma dureza relativa média menor do que as regiões de ataque e central, em razão do depósito em camadas na região de fuga, devido ao deslocamento plástico de material para a mesma.

As situações onde a dureza relativa média são maiores na região ataque, caracterizam-se por apresentarem um processo de desgaste adesivo ou de fragilização (450, 454 e 461 HV) ou de intenso fluxo plástico (400 HV), onde o material no centro da superfície do pino não tinha sido suficientemente deslocado e portanto encruado.

(b) Dureza média na secção transversal de desgaste

A dureza média na secção transversal próxima a superfície de desgaste, não apresenta variações significativas, não havendo portanto evidência de endurecimento abaixo da superfície proveniente do fluxo plástico sobre a mesma.

CAPÍTULO 7 - CONCLUSÕES

1. O coeficiente de atrito estacionário para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C é decrescente para velocidades de deslizamento de 1,05 a 2,09 m/s e praticamente constante de 2,09 a 2,62 m/s.
2. O coeficiente de atrito estacionário para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , oscila em torno de um valor médio em função da carga e não caracteriza uma tendência definida.
3. O comportamento determinado para o coeficiente de atrito estacionário para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C é similar ao do aço ABNT-1020 normalizado.
4. O volume removido por desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C em função do percurso de deslizamento, tem um comportamento linear com 95% de confiança e um coeficiente de correlação de 0,90. O aumento do percurso de deslizamento altera o processo de desgaste de deslocamento plástico para adesivo.
5. O comportamento determinado pelo volume removido por desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C em função do percurso de deslizamento, é similar ao apresentado pelo aço ABNT-1020 normalizado, que apresenta uma confiança de 95% e um coeficiente de correlação de 0,91.

6. A taxa de desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C em função da carga, tem dois comportamentos definidos com 90% de confiança. Um crescente na faixa de cargas de 33,9 a 65,8 N e 72,1 a 99,6 N e outro decrescente na faixa de 65,8 a 72,1 N.

A alteração de comportamento da taxa de desgaste do aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C com o aumento da carga, define uma inflexão, denominada carga crítica que separa o processo de desgaste por deslocamento plástico do processo de desgaste por fragilização.

7. O comportamento determinado pela taxa de desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C em função da carga, não é similar ao do aço ABNT-1020 normalizado, que apresenta um crescimento linear com 95% de confiança e um coeficiente de correlação de 0,93.

8. A taxa de desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C em função da velocidade de deslizamento, tem dois comportamentos definidos com 95% de confiança. Um praticamente constante na faixa de velocidades de deslizamento de 0,52 a 2,09 m/s e outro crescente de 2,09 a 2,62 m/s.

A alteração de comportamento da taxa de desgaste do aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C com o aumento da velocidade de deslizamento, relaciona-se a mudança do processo de desgaste por deslocamento plástico para adesivo, acima de 2,09 m/s.

9. A taxa de desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C em função da velocidade de deslizamento, é similar ao do aço ABNT-1020 normalizado, que apresenta uma confiança de 95%. A taxa de desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C em função da velocidade de deslizamento é apreciavelmente menor em relação a do aço ABNT-1020 normalizado para 2,62 m/s.
10. A taxa de desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido em função da temperatura de revenido, é provavelmente crescente na faixa de temperaturas de 350 a 450°C , em razão do decréscimo da resistência a tração apresentada nesta faixa de temperaturas.
11. O modelo do processo de desgaste por deslocamento plástico é composto do seguinte mecanismo:
- (a) Formação de ranhuras com cristas laterais na superfície do pino, por meio das protuberâncias duras na superfície do disco.
 - (b) Deformação plástica por compressão das cristas laterais pelo carregamento normal.
 - (c) Tração superficial sobre as cristas laterais deformadas plasticamente na direção de deslizamento.
 - (d) Deslocamento e/ou rompimento das cristas laterais deformadas plasticamente na direção do deslizamento.
 - (e) Empilhamento das cristas laterais deformadas plasticamente na região de fuga, com posterior remoção.

12. O processo de desgaste por deslocamento plástico para o aço ABNT-1020 bifásico revenido não apresenta endurecimento da camada subsuperficial, indicando que as deformações ocorrem na superfície de contato do pino de prova.

O processo de desgaste por deslocamento plástico para o aço ABNT-1020 bifásico revenido é bastante similar ao apresentado pelo aço ABNT-1020 normalizado.

APÊNDICE A

A região R de confiança para a regressão linear é dada pela expressão:

$$R = \hat{Y} \pm t_{n-2, \alpha/2} S_R \sqrt{\frac{1}{n} + \frac{(x' - \bar{x})^2}{S_{xx}}}$$

onde: - $\hat{Y} = ax' + b$ - equação da reta de regressão

$$- S_R^2 = \sum_{i=1}^n \frac{(Y_i - \hat{Y}_i)^2}{n-2}$$

$$- S_{xx} = \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2$$

- $t_{n-2, \alpha/2}$ - valor crítico

- n - n° de amostras

- x' - ponto onde se deseja determinar a região de confiança

- \bar{x} - valor médio da variável independente

- a e b - coeficiente angular e linear da reta de regressão

- C_c - coeficiente de correlação

TABELA 1. Dados para a determinação da região de confiança R da regressão linear (95% confiança).

Figura	n	$t_{n-2, \alpha/2}$	\bar{x}	S_{xx}	S_R	a	b	C_c
5.17	13	2,201	10458,5	385440369,2	3,515	0,001	0,398	0,906
5.18	19	2,110	11310,0	517411800,0	4,174	0,002	0,327	0,894
5.21	12	2,228	65,2	6892,6	0,226	0,021	0,053	0,925

APÊNDICE B

TABELA 1. Taxa de desgaste para 95% de confiança em função da velocidade de deslizamento, para o aço ABNT-1020 normalizado (figura 5.19).

Taxa de desgaste média $\times 10^{-13}$ (m^3/m)	desvio padrão do intervalo $\times 10^{-13}$ (m^3/m)	intervalo de confiança $\times 10^{-13}$ (m^3/m)	
		mínimo	máximo
1,11	1,16	-1,56	3,78
0,79	1,16	-1,88	3,46
1,29	1,16	-1,37	3,96
2,10	0,82	0,22	4,0
11,23	0,95	9,05	13,41

TABELA 2. Taxa de desgaste para 95% de confiança em função da velocidade de deslizamento, para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a $400^\circ C$ (figura 5.20).

Taxa de desgaste média $\times 10^{-13}$ (m^3/m)	desvio padrão do intervalo $\times 10^{-13}$ (m^3/m)	intervalo de confiança $\times 10^{-13}$ (m^3/m)	
		mínimo	máximo
1,25	0,31	0,57	1,93
1,54	0,27	0,96	2,14
1,66	0,31	0,98	2,34
1,42	0,31	0,74	2,10
4,01	0,31	3,34	4,69

TABELA 3. Taxa de desgaste para 90% de confiança em função da carga, para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C (figura 5.22).

Taxa de desgaste média $\times 10^{-13}$ (m^3/m)	desvio padrão do intervalo $\times 10^{-13}$ (m^3/m)	intervalo de confiança $\times 10^{-13}$ (m^3/m)	
		mínimo	máximo
0,81	0,21	0,44	1,18
0,99	0,21	0,62	1,36
1,94	0,15	1,68	2,21
1,47	0,15	1,27	1,67
2,20	0,17	1,97	2,50

TABELA 4. Taxa de desgaste para 95% de confiança em função da temperatura de revenido, para o aço ABNT-1020 bifásico (figura 5.23).

Taxa de desgaste média $\times 10^{-13}$ (m^3/m)	desvio padrão do intervalo $\times 10^{-13}$ (m^3/m)	intervalo de confiança $\times 10^{-13}$ (m^3/m)	
		mínimo	máximo
1,37	0,22	0,87	1,88
1,66	0,22	1,15	2,17
1,94	0,16	1,59	2,30

REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS

1. JOST, P.H.; Tribology - Origem and Future, Wear, vol. 136 (1990), p. 1-7.
2. YUST, C.S.; Tribology and Wear, International Metals Reviews. vol. 30, (1985), p. 141-154.
3. DAKE, L.S.; RUSSEL; J.A.; DEBROT, D.C., A Review of DOE-ECUT Tribology Surveys, Journal of Tribology, vol. 108, (1986), p. 497-501.
4. CZICHOS, H.; Review on Wear Research - Activities in the F.R.G., Wear, vol. 100, (1984), p. 579-589.
5. JAHANMIR, S.; Future Directions in Tribology Research, Journal of Tribology, vol. 109, (1987), p. 207-214.
6. ECKSTEIN, C.B.; GUIMARÃES, J.R.C., Correlação entre Microestrutura e Respostas Mecânica em Misturas de Austenita e Martensita, Metalurgia A.B.M., 39, n^o 307 - 310, (1983), p. 307.
7. HASHIMOTO, T.M., Fadiga de Aço de Baixo Carbono com Microestrutura Bifásica, Tese de Doutorado - UNESP, (1989).
8. CZICHOS, H.; Tribology: A systems approach to the Science and Technology of Friction Lubrication and Wear, Ed. Elsevier Scientific Publishing Company, vol. 01, (1978).
9. BOWDEN, F.P.; TABOR, D., Friction and Lubrication of solids, Ed. Clarendon Press, Oxford, (1954)).

10. TIMOSHENKO, S.; GOODIER, J.N., Theory Elasticity, Ed. McGraw Hill, New York, 2^a ed., (1951).
11. GREENWOOD, J.A.; TRIPP, J.H., The Elastic Contact of Rough Spheres, Journal Appl. Mech., vol. 89, (1967), p. 153-159.
12. ARCHARD, J.F. Contact and Rubbing of Flat Surfaces, Journal of Applied Physics, vol. 24, (1953), p. 981-988.
13. ARCHARD, J.F., in: GREENWOOD, J.A., TRIPP, J.H. The Elastic contact of Rough Spheres, Journal of Applied Mechanics, (1967), p. 153-159.
14. GREENWOOD, J.A.; TRIPP, J.H., The Contact of two Nominally Flat Rough Surfaces, Proc. Inst. Mech., vol. 185, (1971), p. 625-633.
15. HISAKADO, T., Effects of Surfaces Roughness on Contact between Solid Surfaces, Wear, vol. 28, (1974), p. 217-234.
16. BUSH, A.W.; GIBSON, R.D.; THOMAS, T.R., The Elastic Contact of Rough Surfaces, Wear, vol. 35, (1975), p. 87-111.
17. McCOOL, J.I., Predicting Microfracture in Ceramics via a Microcontact Model, Journal of Tribology, vol. 108, (1986), p. 380-386.
18. GREENWOOD, J.A.; WILLIANSO, J.B.P., The Contact of Nominally Flat Surfaces. Proc. Roy. Soc., London, vol. 295, (1966), p. 300-319.
19. WHITHOUSE, D.J.; ARCHARD, J.F., The Properties of Random Surfaces of Significance in their Contact, Proc. Roy. Soc., London, vol. A316, (1970), p. 97-102.

20. CHANG, W.R.; ETSION, I.; BOGGY, D.B. - An Elastic Plastic Model for the Contact of Rough Surfaces, Journal of Tribology, vol. 109, (1987), p. 257-263.
21. PAVALESCU, D.; TUDOR, A., The Sliding Friction Coefficient - Its Evolution and Usefulness, Wear, vol. 120, (1987), p. 321-326.
22. RABINOWICZ, E., Friction and Wear of Materials, Ed. John Wiley & Son Inc., New York, (1965).
23. WILSON, J.E., STOTT, F.H. E WOOD, G.E., The Development of Wear Protective Oxides and their Influence on Sliding Friction, Proc. Roy. Soc. London, Ser.A., 369, (1980), p.557-574.
24. MITCHELL, L.A.; OSGOOD, C., A Theory of Friction and Wear based on a new Characterization of Asperity Interaction, Wear, vol.10, (1976), p.203-222.
25. SIN, E., in JAHANMIR, S.J., The Relations of Tangential Stress to Wear Particle Formation Mechanism, Wear, vol.103, (1985), p.223-252.
26. COCHERHAM, G.; SYMMONS, G.R., Stability Criterion for Stick - Slip Motion using a Discontinous Dynamic Friction Model, Wear, vol.40, (1976), p.113-120.
27. KRAGELSKII, I.V., Friction and Wear, Ed. Butterworths, London, (1965).
28. Selection and use of wear Test for Metals, Symposium American Society for Testing and Materials, Novembro. (1975).

29. BOWDEN F.P.; ROWE, G.W., The Adhesion of Clean Metals, Proc. Roy Soc., vol. 233, (1956), p. 429-442.
30. CZICHOS, H. The Mechanism of Metallic Adhesion Bond, Journal Phys., D: Appl. Phys., vol. 05, (1972), p. 1890-1897.
31. BRISCOE, B.J.; TABOR, D., Surfaces Forces in Friction and Adhesion, Faraday Spec. Disc. Clean. Soc. N^o 02, (1972), p.7.
32. SIKORSKI, M.E., Correlation of the Coefficient of Adhesion with various Physical and Mechanical Properties of Metals, Trans. ASME, vol. D85, (1963) p. 279.
33. BUCKLEY, D.H., The Influence of the Atomic Nature of Cristalline Materials on Friction, Transl. ASLE, vol. II, (1968), p. 89.
34. MCFARLANE, J.S.; TABOR, D., Relation between Friction and Adhesion, Proc. Roy. Soc., London, A 202, (1950), p.244
35. SASADA, T.; NOROSE, S.; MOROHASHI, M., Adhesive Wear Metal/Polymer Rubbing, The Society of Materials Science, Japan, (1976), p. 77-80
36. HOLM, R., in: GREENWOOD, J.A., On Area of Contact between Rough Surfaces and Flats, Journal of Basic Engineering, (1965), p. 1-7.
37. FINKIN, E.F., The Wear of Cooper, Aluminium, Mild Steel and Zinc, and their Wear Particles Shape Factor, ASLE Translation, vol. 07, (1964), p. 377-382.
38. FINKIN, E.F., Speculation on the Theory of Adhesive Wear. Wear, vol. 21, (1972), p. 103-114.

39. KRUSHOV, M.M.; BABICHEV, M.M.V., A New Model for two-body Abrasive Wear Based on the localization of Plastic Deformation, *Wear*, vol. 117, (1987), p. 1-36.
40. MULHEARN, T.O.; SAMUELS, L.E., The Abrasion of Metals: A Model of the Process, *Wear*, vol. 05, (1962), p. 478-498.
41. GRAHAN, D.; BAUL, R.M., An Investigation into the Mode of Metal Removal in the Grinding Process, *Wear*, vol. II, (1968), p. 213-222.
42. STROUD, M.F.; WILMA, H., The Proportion of Groove Volume Removed as Wear in Abrasion of Metals, *Brit. Journal Appl. Phys.*, vol. 13, (1962), p. 173-178.
43. KRUSHOV, M.M., Principles of Abrasive Wear, *Wear*, vol. 28, (1974), p. 69-88.
44. MURRAY, M.J.; MUTTON, P.J.; WATSON, J.D., Abrasive Wear: Mechanism in Steels, *Journal of Lubrication Technology*, vol. 104, (1982), p. 9-15.
45. KAYABA, T., Analyses of the Abrasive Wear Mechanism by Successive Observation of wear Process in Scanning Electron Microscope, *Wear*, vol. 110, (1986), p. 419-430.
46. KOKKIRIGAWA, K.; KATO, K., The effect of Hardness on the Transition of the Abrasive Wear Mechanism of Steels, *Wear*, vol. 123, (1988), p. 241-251.
47. ZUM GHAR, K.H., Modelling of two-body Abrasive Wear, *Wear*, vol. 124, (1988), p. 87-103.
48. RICHARDSON, R.C.D., The Wear of Metals by Hard Abrasive, *Wear*, vol. 10, (1967), p. 291-309.

49. NATHAN, G.K.; JONES, W.J.D., The Empirical Relationship between Abrasive Wear and the Applied Conditions, Wear, vol. 09, (1969), p. 300-309.
50. RICHARDSON, R.C.D., The Maximum Hardness of Strained Surfaces and the Abrasive wear of Metals and Alloys, Wear, vol. 10, (1967), p. 353-382.
51. RICHARDSON, R.C.D., Unidirectional Wear Testes on Soft Abrasives and Wear Resistance of Steel Surfaces of nearly Uniform Hardness, National Institute of Agricultural Engineering Silsoe, note 12, (1967).
52. MOORE, M.A., A Preliminary Investigation of Friction Heating during Abrasive, Wear, vol. 17, (1971), p. 51-58.
53. LARSEN - BADSE, J. Influence of Grit Size on the Groove formation during Sliding Abrasion, Wear, vol. II, (1968), p. 213-222.
54. MOORE, M.A., Abrasive Wear by Soil, Tribology International, (1975), p. 105-110.
55. BOS, A., A Contribution to the theory of Wear the Abrasive, Wear, vol. 19 (1976), p. 27-35.
56. BURWELL, J.T., Survey of possible Wear Mechanism, Wear, (1958), p. 119-141.
57. TORRANCE, A.A., A New approach to the Mechanic of Abrasion, Wear, vol. 67, (1981), p. 233-257.

58. ALLISON, P.J.; WILMAN, H., The different behaviour of Hexagonal and Cubic Metals in their Friction, Wear and Work Hardening during Abrasion, Brit. Journal Appl. Phys., vol. 15, (1964) p. 281-289.
59. LARSEN - BADSE, J.; MATHEW, K.G., The Influence of Structure on the Abrasion Resistance of 1040 Steel, Wear, vol. 14, (1969), p. 199-206.
60. ZUM GHAR, K.H., How Microstructure affects Abrasive Wear, Metal Progress, (1979), p. 46-52.
61. LARSEN - BADSE, J., Some effects of Specimen Size on Abrasive Wear, vol. 19, (1976), p. 27-35.
62. SUH, N.P., The Delamination Theory of Wear, Wear, vol. 25, (1973), p. 111-124.
63. JHANMIR, S.; SUH, N.P.; ABRATTAMSON, E.P., Microscopic Observation of the Wear Sheet formation by Delamination, Wear, vol. 28, (1974), p. 235-249.
64. SUH, N.P., An Overview of the Delamination Theory of Wear, Wear, vol. 44, (1977), p. 1-14.
65. SAKA, N.; ELEICHE, A.M.; SUH, N.P., Wear of Metals at High Sliding Speeds, Wear, vol. 44, (1977), p. 109-125.
66. KEHL, A; SIEBEL, E., in: WELSH, N.C., The Dry of Metals: (I) The General Pattern of Behaviour, Phil. Roy. Soc., vol. 237, (1965), p.31-46.
67. KRAGELSKII, I.V.; SHEVETSOVA, K., in: WELSH, N.C., The Dry of Metals: (I) The General Pattern of Behaviour, Phil. Roy. Soc., vol. 237, (1965), p.31-46.

68. ARCHARD, J.F., in: WELSH, N.C., The Dry of Metals: (I) The General Pattern of Behaviour, Phil. Roy. Soc., vol. 237, (1965), p.31-46
69. MAILANDER, R.; DIES, K., in: WELSH, N.C., The Dry of Metals: (I) The General Pattern of Behaviour, Phil. Roy. Soc., vol. 237, (1965), p.31-46.
70. HIRST, W.; LANCASTER, J.K., The Influence of Speed on Metallic Wear, Proc. Roy. Soc., vol. 259, (1960), p. 228-241.
71. KAUZLERICH, A., MODRAK, E., in: WELSH, N.C., The Dry of Metals: (I) The General Pattern of Behaviour, Phil. Roy. Soc., vol. 237, (1965), p.31-46.
72. WELSH, N.C., The Dry Wear of Metals: (I) The General Pattern of Behaviour, Phil. Roy. Soc., vol. 237, (1965), p.31-46.
73. FARREL, R.M.; EYRE, T.S., The Relationship between Load and Sliding distance in the initiation of Mild Wear in Steels, Wear, vol. 15, (1970), p. 359-372.
74. BATCHELAR, A.W.; STACHOWIAK, G.W.; CAMERON, A., The Relationship between Oxide Filmes and the Wear of Steels, Wear, vol.113, (1986), p.203-223.
75. KERRIDGE, M., Metal Transfer and Wear Process, Proc. Phys. Soc., vol. 68, (1955), p. 400-407.
76. COKS, M., Interaction of Sliding Metal Surfaces, Journal Appl. Phys., vol. 33, (1962), p. 2152-2161.

77. ANTLER, M., Process of Metal Transfer and Wear, *Wear*, Vol. 07, (1964), P.181-203.
78. SASADA, T.; NOROSE, S.; SHIMURA, Y., Composition of Wear Particles produced under Sliding Friction of different Metals Combinations, Proc. of eighteenth Japan Congress on Materials Research, Kyoto, Japan (1975), p. 77-81.
79. SASADA, T.; NOROSE, S., The Formation and growth of Wear Particles through Mutual Material Transfer, Proc. of ASLE-JSLE International Lubrification Conference, Elsevier Oxford, (1976), p.82-91.
80. SASADA, T.; NOROSE, S.; TOMARO, M.; MISHINA, H., The Behaviour of Adhered Fragments Interposed Between Sliding Surfaces and the Formation Process of Wear Particles, *Journal of Lubrication Technology*, vol. 103, (1981), p.195-
81. SASADA, T.; NOROSE, S.; TOMARO, M.; MISHINA, H., The Intermittent Transversal Movement of the Rubbing Surfaces by Interposed Wear Particles, *Journal of Japan Society of Lubrication Engineers*, vol. 23, (1978), p.519-526.
82. LIN, S.C.; BRUNTON, J.H., A Dynamic Wear Ring for Scanning Electroon Microscope, *Wear*, vol. 101, (1985), p. 81-91.
83. GLAESER, W.A., High Strain Mechanism in Ferrous Alloys, *Wear*, vol.123, (1988), p.155-169.
84. JAHANMIR, S.J., The Relationship of Tangencial Stress to Wear Particle Formation Mechanisms, *Wear*, vol.103, (1985), p.233-252.

85. RASHID, M.S., RAO, B.V.N., Tempering Characteristics of a Vanadium Containing Dual Phase Steel, Metall Trans., vol. 13A, (1982), p. 1679-1686.
86. RASHID, M.S., GM 800 a Unique High Strength Steel with Superior formability, SAE Technical Paper 760-206, (1976).
87. Seminar on Vanadium Cold Pressing and Dual - Phase Steels, West Berlin, October, (1978).
88. GOEL, A.; RAY, R.K.; MORTY, G.S., Bauschinger Effect in Dual Phase Steel, Scripta Metallurgia, vol. 17, (1983), p. 375-380.
89. SPEICH, G.R., in : Fundamentals of Dual - Phase Steels, R.a. kot and B.L. Bramfitt ed., T.M.S. - AIME, (1981), p. 347.
90. MARDER, A.R., Deformation Characteristics of Dual-Phase Steels, Metallurgical Transactions A, vol. 13 A, (1982), p.85-92.
91. SPEICH, G.R.; DEMAREST, V.A.; MILLER, R.L., Formation of Austenite During intercritical Annealing of Dual - Phase Steels, metall. Trans., vol. 12A, (1981), p. 1419-1428.
92. KOO, J.Y.; THOMAS, G., Thermal Cyding and Microstructures for Improved properties of Fe - 0,12%C - 0,5% Mn Steels, Materials Science and Engineering, vol. 24, (1976), p.187-198.
93. SAKAKI, T.; SUGIMOTO, K.; FUKUZATO, T., Role of Internal Stress for Continuous Yielding of Dual - Phase Steels, Acta Metallurgica, vol. 31, (1983), p. 1737-1746.

94. DAVIES, R.G., Influence of Martensite Composition and Content on the Properties of dual - Phase Steels, Metall. Trans., vol. 9A, 91978), p. 671-679.
95. CHIAVERINI, V., Aços e Ferros Fundidos, ABM, 6^a ed., (1988).
96. POLLACK, H.W., Materials Science and Metallurgy, Reston Publishing Company Inc., 1^a ed., (1973), p. 172-174.
97. PASCOE, K.J., in: PEREIRA, M.S., O Efeito do Revenido da Martensita sobre o Comportamento em Fadiga de um Aço Bifásico, Tese de Mestrado, (1992).
98. PEREIRA, M.S., O Efeito do Revenido da Martensita sobre o Comportamento em Fadiga de um Aço Bifásico, Tese de Mestrado, (1992).
99. Metals Handbook, ASM, 8^a ed., vol. 8, (1983).

SUGESTOES PARA FUTUROS TRABALHOS

Os resultados apresentados neste trabalho para um aço ABNT-1020 bifásico revenido, permitem sugerir algumas linhas de pesquisa em aços bifásicos, de modo a caracterizar fatores importantes em relação ao seu comportamento quanto ao processo de desgaste.

- (a) Determinar a influência da morfologia da microestrutura produzida pelos tratamentos térmicos TS e TD no comportamento do processo de desgaste de um aço bifásico.
 - TS - Aquecimento até a temperatura intercrítica com posterior resfriamento.
 - TD - Aquecimento até a temperatura de austenização, decréscimo até a temperatura intercrítica com posterior resfriamento.

- (b) Determinar a influência do revenido no comportamento do processo de desgaste de um aço bifásico, em uma ampla faixa de temperaturas, avaliando-se com detalhes a região do revenido em que o limite de escoamento exibe uma inflexão.

- (c) Determinar a influência da fração volumétrica da martensita com o mesmo teor de carbono, no comportamento do processo de desgaste de um aço bifásico

RELAÇÃO DE TABELAS

CAPÍTULO 3 - FUNDAMENTOS DE AÇOS BIFÁSICOS

Tabela 3.1. Influência da temperatura de revenido sobre o limite de escoamento de aços bifásicos.105
Tabela 3.2. Influência da temperatura de revenido sobre a resistência máxima de aços bifásicos.106

CAPÍTULO 4 - MATERIAIS E MÉTODOS

Tabela 4.1. Valores médios de calibração na subida e na descida em mV, em função de carga aplicada em N126
---	------

CAPÍTULO 5 - RESULTADOS

Tabela 5.1. Composição química do aço135
Tabela 5.2. Microdureza da martensita e ferrita no aço ABNT-1020 bifásico revenido139
Tabela 5.3. Coeficiente de atrito estacionário para o aço ABNT-1020 normalizado141
Tabela 5.4. Coeficiente de atrito estacionário para o aço ABNT-1020 bifásico, revenido a 450°C.142
Tabela 5.5. Perda de massa por desgaste, determinado pelo método da medida e da pesagem do corpo de prova, para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C154

Tabela 5.6.	Taxa média de desgaste para o aço ABNT-1020 normalizado em função da velocidade de deslizamento156
Tabela 5.7.	Taxa média de desgaste para o aço ABNT-1020 normalizado em função da carga157
Tabela 5.8.	Taxa média de desgaste para o aço ABNT-1020 normalizado em função do percurso de deslizamento157
Tabela 5.9.	Taxa média de desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400 ^o C em função da velocidade de deslizamento158
Tabela 5.10.	Taxa média de desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450 ^o C em função da carga159
Tabela 5.11.	Taxa média de desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450 ^o em função do percurso de deslizamento.159
Tabela 5.12.	Taxa média de desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido em função da temperatura de revenido160
Tabela 5.13.	Dureza média relativa na região de ataque, central e fuga da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400 ^o C.168
Tabela 5.14.	Dureza média relativa na região de ataque, central e fuga da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450 ^o C.169

Tabela 5.15 Dureza média na seção transversal da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450^oC.170

RELAÇÃO DE FIGURAS

CAPÍTULO 2 - FUNDAMENTOS DE ATRITO E DESGASTE

Figura 2.1.	Elementos básicos de um sistema tribo-mecânico .	13
Figura 2.2.	Representação esquemática das interações tribológicas	14
Figura 2.3.	Topografia e seção transversal da topografia de uma superfície.	15
Figura 2.4.	Área real e nominal de contato	16
Figura 2.5.	Contato Hertziano entre duas esferas.	17
Figura 2.6.	Coefficiente de atrito para o par de deslizamento aço-alumínio, em função da carga normal, sem lubrificação	23
Figura 2.7.	Coefficiente de atrito para o par de deslizamento cobre-cobre, em função da carga normal, sem lubrificação	24
Figura 2.8.	Coefficiente de atrito para o par de deslizamento aço-índio e aço-chumbo, em função da velocidade de deslizamento, sem lubrificação	24
Figura 2.9.	Representação esquemática de um único evento no processo de atrito.	26
Figura 2.10.	Comportamento severo do atrito	28
Figura 2.11.	Comportamento moderado do atrito	29
Figura 2.12.	Coefficiente de atrito em função da relação energia superficial-dureza	31

Figura 2.13. Coeficiente de atrito em função da rugosidade superficial para o par de deslizamento cobre-cobre, sem lubrificação.	32
Figura 2.14. Representação esquemática da composição de uma superfície metálica.	38
Figura 2.15. Representação esquemática: (a) junta típica soldada, (b) junta típica adesiva.	40
Figura 2.16. Tipos de ligações do mecanismo da adesão	41
Figura 2.17. Relação entre o coeficiente de adesão médio e a dureza vickers de vários metais com várias estruturas cristalinas	44
Figura 2.18. Modelo teórico para o estudo da influência da deformação elástica sobre o mecanismo da adesão	44
Figura 2.19. Sistemas de deslizamento em cristais	46
Figura 2.20. Relação entre a força normal de adesão de metais limpos e a força tangencial aplicada.	47
Figura 2.21. Crescimento da junção sob forças combinadas normal e tangencial.	48
Figura 2.22. Processo de desgaste adesivo	49
Figura 2.23. Representação esquemática dos processos de formação de ranhuras: (a) deslocamento plástico, (b) corte.	52
Figura 2.24. Frequência de distribuição do ângulo de ataque em uma lixa abrasiva	53
Figura 2.25. Mecanismo de desgaste abrasivo em função da dureza do metal.	54

Figura 2.26. Representação esquemática do processo de desgaste abrasivo por: (a) deslocamento plástico, (b) cunha e (c) corte.	56
Figura 2.27. Grau de penetração D_p	57
Figura 2.28. Representação esquemática do modelo de Zum Gahr para a interação da partícula abrasiva e o material	58
Figura 2.29. Influência da dureza do abrasivo sobre o desgaste do metal.	59
Figura 2.30. Resistência relativa ao desgaste, em função da dureza do material.	60
Figura 2.31. Resistência a abrasão em função da dureza para: (a) metais puros, (b) Aço Cr-Mo, (c) Aço 1082 e (d) Aço 1040.	61
Figura 2.32. Volume de material removido por desgaste abrasivo em função da velocidade de deslizamento para: (a) Alumínio, (b) Latão e (c) Ferro sueco.	62
Figura 2.33. Volume de material removido por desgaste abrasivo em função da carga para: (a) Ferro sueco e (b) latão.	63
Figura 2.34. Peso de material removido por desgaste abrasivo em função do percurso de deslizamento para um aço com 0,74% C.	64
Figura 2.35. Mapa das tensões de cisalhamento máximas para o contato de um cilindro e um plano, sujeitos a uma carga normal	68

Figura 2.36. Mapa das tensões de cisalhamento máximas para o contato de um cilindro e um plano, sujeito a uma carga normal e tangencial simultâneas. . . .	69
Figura 2.37. Mecanismos possíveis de início de trinca	70
Figura 2.38. Influência da velocidade de deslizamento na taxa de desgaste de um aço com 0,64%C.	74
Figura 2.39. Influência da carga na taxa de desgaste de um pino de aço de baixa dureza, deslizando contra um disco de aço de cromo duro.	75
Figura 2.40. Taxa de desgaste em função da velocidade de deslizamento para o deslizamento de um aço 1020 de baixa dureza, contra um disco de aço duro 52100	76
Figura 2.41. Variação da taxa de desgaste e da temperatura na superfície de contato pino-disco, em função da velocidade de deslizamento: (a) sem isolamento, (b) resfriado e (c) isolado.	77
Figura 2.42. Taxa de desgaste em função da carga para um aço com 0,52%C	78
Figura 2.43. Cargas de transição em função da velocidade de deslizamento para um aço com 0,52%C.	79
Figura 2.44. Influência do conteúdo de carbono sobre as cargas de transição.	80
Figura 2.45. Influência da diferença de dureza entre o anel e o pino de deslizamento sobre as cargas de transição.	82

Figura 2.46. Volume de desgaste em função do percurso de deslizamento para um aço com 0,30%C (0,01% C _r) .	83
Figura 2.47. Volume de desgaste em função do percurso de deslizamento para um aço com 0,28%C (0,3% C _r) .	83
Figura 2.48. Ilustração do modelo da teoria do desgaste oxidativo de Quinn's	85
Figura 2.49. Ilustração do modelo de desgaste oxidativo moderado de Wilson	86
Figura 2.50. Material perdido e transferido por desgaste em função do tempo de contato.	88
Figura 2.51. Mecanismo de formação de uma protuberância, segundo Cocks.	88
Figura 2.52. Modelo que não deve ocorrer, de uma partícula perdida por desgaste	90
Figura 2.53. Modelo de formação de uma partícula de desgaste, segundo Säsada e Norose.	91
Figura 2.54. Transferência de partículas achatadas e alongadas segundo Sasada e colaboradores	92
Figura 2.55. Origem da fratura superficial e formação da partículas de desgaste	94

CAPÍTULO 3 - FUNDAMENTOS DE AÇOS BIFÁSICOS

Figura 3.1. Processos de tratamentos térmicos intercríticos (a) e (b)	99
Figura 3.2. Curvas típicas tensão-deformação convencionais de aços	103

Figura 3.3.	Efeito do revenido no alongamento uniforme em aços bifásicos contendo M_n e $M_n - S_i - V$107
Figura 3.4.	Efeito do revenido no alongamento total em aços bifásicos contendo M_n e $M_n - S_i - V$107

CAPÍTULO 4 - MATERIAIS E MÉTODOS

Figura 4.1.	Corpos de prova: (a) pino, (b) disco110
Figura 4.2.	Esquema do conjunto do banco de ensaio de atrito e desgaste.114
Figura 4.3.	Conjunto de banco de ensaio de atrito e desgaste115
Figura 4.4.	Esquema do sistema de acionamento.116
Figura 4.5.	Detalhes da transmissão do variador para o eixo vertical.117
Figura 4.6.	Esquema do sistema de aplicação da carga118
Figura 4.7(a).	Sistema de aplicação da carga.118
Figura 4.7(b).	Detalhes da haste de aplicação da carga e do porta pino de prova.119
Figura 4.8.	Esquema do sistema de medida de rotação.120
Figura 4.9(a).	Esquema de sistema de medida da força de atrito121
Figura 4.9(b).	Esquema do anel de strain gages.121
Figura 4.10	.Sistema de medida da força de atrito122
Figura 4.11.	Esquema do dispositivo de calibração do sistema de medida de atrito.124

Figura 4.12. Dispositivo de calibração do sistema de medida de atrito125
Figura 4.13. Reta de calibração do sistema de medida de atrito127
Figura 4.14. Regiões de ataque (A), central (C) e fuga (F) na superfície desgastada do pino133
Figura 4.15. Seção transversal (b), da superfície desgastada do pino (a)134

CAPÍTULO 5 - RESULTADOS

Figura 5.1. Microestrutura do aço com 0,21% C normalizado a 950 ^o C136
Figura 5.2. Microestrutura do aço bifásico com 0,21% C. . .	.137
Figura 5.3. Microestrutura do aço bifásico com 0,21% C: (a) revenido a 400 ^o C, (b) revenido a 450 ^o C. . .	.138
Figura 5.4. Microdureza da martensita e da ferrita em função da temperatura de revenido para o aço ABNT-1020 bifásico.140
Figura 5.5. Variação do coeficiente de atrito com o tempo para o aço ABNT-1020 bifásico, revenido a 450 ^o C143
Figura 5.6. Coeficiente de atrito estacionário para o aço ABNT-1020 normalizado e bifásico revenido a 450 ^o C, em função da velocidade de deslizamento, para uma carga de 32,0 N.144

- Figura 5.7. Coeficiente de atrito estacionário para o aço ABNT-1020 normalizado e bifásico revenido a 450 C, em função da velocidade de deslizamento, para uma carga de 63,7 N145
- Figura 5.8. Coeficiente de atrito estacionário para o aço ABNT-1020 normalizado e bifásico revenido a 450°C, em função da velocidade de deslizamento, para uma carga de 97,6 N146
- Figura 5.9. Coeficiente de atrito estacionário para o aço ABNT-1020 normalizado e bifásico revenido a 450°C, em função da velocidade de deslizamento, para uma carga de 133,0 N.147
- Figura 5.10. Coeficiente de atrito estacionário para o aço ABNT-1020 normalizado e bifásico revenido a 450°C, em função da velocidade de deslizamento, para uma carga de 165,5 N.148
- Figura 5.11. Coeficiente de atrito estacionário para o aço ABNT-1020 normalizado e bifásico revenido a 450°C, em função da carga, para uma velocidade de deslizamento de 0,52 m/s.149
- Figura 5.12. Coeficiente de atrito estacionário para o aço ABNT-1020 normalizado e bifásico revenido a 450°C, em função da carga, para uma velocidade de deslizamento de 1,05 m/s.150
- Figura 5.13. Coeficiente de atrito estacionário para o aço

Figura 5.13. Coeficiente de atrito estacionário para o aço ABNT-1020 normalizado e bifásico revenido a 450 ⁰ C, em função da carga, para uma velocidade de deslizamento de 1,57 m/s.151
Figura 5.14. Coeficiente de atrito estacionário para o aço ABNT-1020 normalizado e bifásico revenido a 450 ⁰ C, em função da carga, para uma velocidade de deslizamento de 2,09 m/s.152
Figura 5.15. Coeficiente de atrito estacionário para o aço ABNT-1020 normalizado e bifásico revenido a 450 ⁰ C, em função da carga, para uma velocidade de deslizamento de 2,62 m/s.153
Figura 5.16. Perda de peso por desgaste, determinado pelo método da medida e pesagem do corpo de prova para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450 ⁰ C .	.155
Figura 5.17. Volume removido por desgaste para o aço ABNT-1020 normalizado em função do percurso de deslizamento161
Figura 5.18. Volume removido por desgaste para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450 ⁰ C em função do percurso de deslizamento.162
Figura 5.19. Taxa de desgaste em função da velocidade de deslizamento para o aço ABNT-1020 normalizado.163
Figura 5.20. Taxa de desgaste em função da velocidade de deslizamento para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400 ⁰ C.164

Figura 5.21. Taxa de desgaste em função da carga para o aço ABNT-1020 normalizado.165
Figura 5.22. Taxa de desgaste em função da carga para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450 ^o C.166
Figura 5.23. Taxa de desgaste em função da temperatura de revenido para o aço ABNT-1020 bifásico revenido167
Figura 5.23. Regiões de ataque, central e fuga na superfície desgastada do pino: (a) para o início do contato, (b) para vários ciclos de carregamento173
Figura 5.24. (a) Região inicial de contato da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 normalizado.173
(b) Ampliação da região inicial de contato174
Figura 5.25. Região central da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 normalizado, nas condições iniciais de deslizamento175
Figura 5.26. (a) Região de contato final da superfície desgastada do pino de aço ABNT-1020 normalizado.176
(b) Ampliação da região final de contato176
Figura 5.27. Região de contato final - aço ABNT-1020 normalizado, sujeito as seguintes condições: P = 65,8 N , V = 0,57 m/s e L = 11.310 m.177

Figura 5.28. Região central - Aço ABNT-1020 normalizado, sujeito às seguintes condições: $P = 65,8$ N, $V = 2,62$ m/s e $L = 11.310$ m178
Figura 5.29. (a) Região central - Aço ABNT-1020 normalizado, sujeito às seguintes condições: $P = 99,6$ N, $V = 1,57$ m/s e $L = 11.310$ m180
(b) Ampliação de material limitando duas ranhuras180
(c) Ampliação de uma área aparentemente lisa181
Figura 5.30. (a) Região central - Aço ABNT-1020 normalizado, sujeito às seguintes condições: $P = 65,8$ N, $V = 1,57$ m/s e $L = 3.930$ m182
(b) Ampliação de uma área da região central.183
Figura 5.31. (a) Região de ataque - aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C (contato inicial)184
(b) Ampliação da região de ataque.184
(c) Ampliação de uma ranhura185
Figura 5.32. (a) Região de fuga - aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C (contato inicial)186
(b) Ampliação da região de fuga.186
Figura 5.33. Região central-aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C (contato inicial).187

Figura 5.34. (a) Região central - Aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , sujeito às seguintes condições: $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$188
(b) Ampliação de uma cavidade sobre a superfície desgastada.189
Figura 5.35. Região de fuga - Aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , sujeito às seguintes condições: $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 11.310 \text{ m}$190
Figura 5.36. (a) Região central - Aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , sujeito às seguintes condições: $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 3.930 \text{ m}$191
(b) Região de fuga192
(c) Ampliação da região de fuga.192
Figura 5.37. (a) Depósitos de material sobre a superfície - Aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C , sujeito às seguintes condições: $P = 65,8$ N , $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 18.690 \text{ m}$194
(b) Ampliação dos depósitos.194
Figura 5.38. Região de fuga - Aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450° , sujeito às seguintes condições: $P = 65,8 \text{ N}$, $V = 1,57 \text{ m/s}$ e $L = 18.690 \text{ m}$195

Figura 5.39. Região central-Aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450⁰C, sujeito às seguintes condições:
 P = 33,9 N , V = 1,57 m/s e
 L = 11.310 m.196

Figura 5.40. Região de fuga - Aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450⁰C, sujeito às seguintes condições: P = 33,9 N , V = 1,57 m/s e
 L = 11.310 m.196

Figura 5.41. (a) Região central - Aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450⁰C, sujeito às seguintes condições: P = 99,6 N , V = 1,57 m/s e L = 11.310 m.198
 (b) Ampliação da região central.198
 (c) Ampliação de uma sub-região central.199

Figura 5.42. (a) Região central - Aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450⁰C, sujeito às seguintes condições: P = 99,6 N , V = 1,57 m/s e L = 11.310 m.199
 (b) Ampliação da região central.200

Figura 5.43. (a) Fragilização - Aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450⁰, sujeito às seguintes condições: P = 99,6 N , V = 1,57 m/s e L = 11.310 m.200
 (b) Ampliação da fragilização.201

Figura 5.44. (a) Região central - Aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C, sujeito às seguintes condições: P = 65,8 N , V = 2,62 m/s e L = 11.310 m203
(b) Ampliação de um depósito de material203
(c) Ampliação do depósito de material.204
Figura 5.45. Depósito de material - Aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C, sujeito às seguintes condições: P = 65,8 N , V = 2,62 m/s e L = 11.310 m204
Figura 5.46. Região de fuga - Aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C, sujeito às seguintes condições: P = 65,8 N , V = 2,62 m/s e L = 11.310 m.205
Figura 5.47. (a) Região central - Aço ABNT-1020 bifásico revenido a 400°C, sujeito às seguintes condições: P = 65,8 N , V = 1,57 m/s e L = 11.310 [m]206
(b) Ampliação de local ranhurado206

CAPÍTULO 6 - DISCUSSÕES

Figura 6.1. Representação esquemática da falta de paralelismo219
Figura 6.2. Representação esquemática das ranhuras com cristas laterais.221

Figura 6.3. Representação esquemática da deformação plástica das cristas laterais222
Figura 6.4. Representação esquemática do rompimento das cristas laterais deformadas plasticamente223
Figura 6.5. Representação esquemática de uma ranhura interrompida.224
Figura 6.6. Representação esquemática de partículas transferidas e retransferidas entre as superfícies de deslizamento233
Figura 6.7. Representação esquemática do crescimento das partículas na superfície do pino.234
Figura 6.8. Representação esquemática das partículas crescidas, deformadas na direção transversal e longitudinal.234
Figura 6.9. Representação esquemática da união das partículas crescidas e distendidas.235