

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
Escola de Engenharia  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais -  
PPGEM

Considerações sobre o Atrito para Processos de Forjamento a Frio através do  
Ensaio de Compressão do Anel

Martin Geier

Dissertação para obtenção do título de Mestre em Engenharia

Porto Alegre  
2007

Martin Geier  
Engenheiro Mecânico

Considerações sobre o Atrito para Processos de Forjamento a Frio através do  
Ensaio de Compressão do Anel

Trabalho realizado no Centro de Tecnologia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGEM, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia.

Área de Concentração:  
Processos de Fabricação

Porto Alegre  
Julho de 2007

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração Processos de Fabricação e aprovada em sua forma final, pelo Orientador e pela Banca Examinadora do Curso de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr. Lírio Schaeffer

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Juan Garcia de Blas – COPPE – UFRJ

Prof. Dr. Alexandre da Silva Rocha – PPGEM – UFRGS

Dr. Eng. Alberto Moreira Guerreiro Brito – DEMET – UFRGS

Prof. Dr. Carlos Pérez Bergmann

Coordenador do PPGEM

## Agradecimentos

Ao CNPq por ter concedido bolsa de estudo para incentivo e auxílio à realização deste trabalho.

Ao meu orientador, Prof. Lírio Schaeffer, pela paciência e dedicação durante este trabalho.

A minha família, em especial, aos meus pais pela educação, caráter e disciplina que me transmitiram.

A minha namorada Aline, pelo apoio, compreensão e auxílio para a finalização deste trabalho.

Ao Laboratório de Transformação Mecânica da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, a MSC.Software e a Quantor pela utilização dos softwares de simulação numérica.

À empresa DANA, pelo fornecimento de ferramentas para realização dos experimentos.

À empresa Forjas Brasileiras, pelo apoio e incentivo para a conclusão deste trabalho.

À empresa EVISA, em especial ao Sr. Daniel Santarelli, pela colaboração na aplicação dos lubrificantes nos corpos de prova.

À empresa ZWEZ, pelo fornecimento de lubrificantes.

À Gerdau Aços Especiais, em especial ao Dr. Luis A. Colembergue Klujszo, pelo fornecimento de aço baixa liga 16MnCr5.

A todos os amigos e colegas que me auxiliaram e apoiaram durante este trabalho.

## RESUMO

São realizadas análises teóricas e experimentais do atrito nos processos de forjamento a frio, através do ensaio de compressão do anel. Os modelos de atrito de Amonton-Coulomb ( $\mu$ ), atrito interfacial ( $m$ ) e de Levanov ( $f$ ) são investigados com auxílio de softwares comerciais de simulação de processos de forjamento. Diferentes condições de lubrificação foram aplicadas para o aço baixa liga 16MnCr5 e a liga de alumínio AA6351 nas condições recozido e encruado. O atrito foi analisado, utilizando os softwares MSC.Superforge e Qform, em função dos resultados obtidos e as condições de lubrificação e estado do material. Valores paramétricos do atrito adquiridos através de correlação teórico-experimental são condizentes com a literatura, indicando a relação do atrito com o material de trabalho, inclusive com seu grau de encruamento. Os modelos de atrito  $m$  e  $f$  apresentaram maior sensibilidade com relação ao estado do material.

Palavras-chave: Aço carbono baixa liga. Liga de alumínio. Determinação do atrito. Modelos de atrito. Processo de forjamento. Lubrificação. Simulações numéricas.

## ABSTRACT

Experimental and theoretical analyses of friction in cold forging process are evaluated by means of the ring compression test. Friction models from Amonton-Coulomb ( $\mu$ ), interfacial friction ( $m$ ) and Levanov's model ( $f$ ) are investigated by aid of numerical simulation software. Different lubricants are applied for low carbon steel alloy 16MnCr5 under annealed and work-hardened conditions. Friction is analyzed by means of lubricant and material conditions using MSC.Superforge and Qform numerical simulation softwares. Acquired frictional parameter values obtained by theoretical-experimental correlation agree with literature, showing friction's relationship with workpiece material and its hardening level. Friction models  $m$  and  $f$  presented better sensitivity when concerning the material's hardening level.

*Keywords:* Low carbon steel alloy. Friction evaluation. Friction models. Metal forming. Lubrication. Numerical simulation.

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b> .....	<b>13</b>
<b>2</b>	<b>ASPECTOS DO PROCESSO DE FORJAMENTO</b> .....	<b>14</b>
2.1	PARÂMETROS DO PROCESSO.....	16
2.1.1	<b>Material</b> .....	<b>16</b>
2.1.2	<b>Influência da temperatura e do lubrificante</b> .....	<b>18</b>
2.1.3	<b>Equipamento</b> .....	<b>18</b>
2.2	TRATAMENTO TÉRMICO .....	19
<b>3</b>	<b>SIMULAÇÃO NUMÉRICA NOS PROCESSOS DE FORJAMENTO</b> .....	<b>21</b>
3.1	HISTÓRICO DA APLICAÇÃO DE SIMULAÇÃO POR ELEMENTOS FINITOS EM PROCESSOS DE FORJAMENTO.....	22
3.2	QUALIDADE DOS RESULTADOS OBTIDOS POR SIMULAÇÃO .....	24
3.2.1	<b>Determinação dos parâmetros de entrada</b> .....	<b>24</b>
3.2.2	<b>Efeitos das variações dos parâmetros de entrada</b> .....	<b>25</b>
<b>4</b>	<b>O ATRITO NOS PROCESSOS DE CONFORMAÇÃO MECÂNICA</b> .....	<b>27</b>
4.1	A INTERFACE PEÇA-FERRAMENTA .....	29
4.2	A SUPERFÍCIE METÁLICA.....	30
4.3	DEFINIÇÃO MATEMÁTICA DO COEFICIENTE DE ATRITO .....	31
4.4	MECANISMO DE ADESÃO ENTRE DUAS SUPERFÍCIES.....	32
4.5	REGIMES DE LUBRIFICAÇÃO.....	35
4.5.1	<b>Lubrificação fluida ou hidrodinâmica</b> .....	<b>35</b>
4.5.2	<b>Lubrificação fronteira</b> .....	<b>36</b>
4.5.3	<b>Lubrificação através de película sólida</b> .....	<b>37</b>
4.6	A INFLUÊNCIA DA PRESSÃO DE CONTATO NO COEFICIENTE DE ATRITO .....	38
4.7	MODELOS DE ATRITO PARA PROCESSOS DE DEFORMAÇÃO PLÁSTICA .....	41
4.7.1	<b>Modelo de Amonton-Coulomb</b> .....	<b>41</b>
4.7.2	<b>Modelo do fator de atrito interfacial</b> .....	<b>42</b>
4.7.3	<b>O modelo geral de atrito</b> .....	<b>43</b>
4.7.4	<b>Modelo de Levanov para o atrito</b> .....	<b>43</b>
4.8	FATORES QUE INFLUENCIAM NO ATRITO .....	45
4.8.1	<b>Viscosidade do lubrificante e velocidade de deformação do processo</b> .....	<b>45</b>
4.8.2	<b>Temperatura</b> .....	<b>46</b>
4.8.3	<b>Rugosidade</b> .....	<b>47</b>
4.8.4	<b>Deformação</b> .....	<b>47</b>
4.8.5	<b>Outros</b> .....	<b>48</b>
4.9	TIPOS DE LUBRIFICANTES .....	49
4.10	CARACTERÍSTICAS DESEJÁVEIS DOS LUBRIFICANTES PARA CONFORMAÇÃO MECÂNICA .....	50
<b>5</b>	<b>ENSAIOS TECNOLÓGICOS PARA DETERMINAÇÃO DO ATRITO NOS PROCESSOS DE FORJAMENTO</b> .....	<b>53</b>
5.1	ENSAIO DE COMPRESSÃO DO ANEL (COCKCROFT-MALE).....	54
<b>6</b>	<b>PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS PARA DETERMINAÇÃO DO ATRITO</b> .....	<b>56</b>

6.1	CARACTERIZAÇÃO DOS MATERIAIS .....	56
<b>6.1.1</b>	<b>Corpos de prova .....</b>	<b>58</b>
<b>6.1.2</b>	<b>Ferramentas .....</b>	<b>59</b>
6.2	CONDIÇÕES DE LUBRIFICAÇÃO .....	59
6.3	PRENSA.....	61
6.4	MEDIÇÕES .....	61
6.5	ELABORAÇÃO DAS CURVAS DE CALIBRAÇÃO.....	61
<b>7</b>	<b>RESULTADOS .....</b>	<b>62</b>
7.1	ANÉIS DE AA6351 .....	62
7.2	ANÉIS DE 16MNCR5.....	65
<b>8</b>	<b>ANÁLISE DOS RESULTADOS .....</b>	<b>68</b>
8.1	LUBRIFICAÇÃO.....	68
8.2	MATERIAL .....	69
8.3	MODELOS DE ATRITO .....	71
<b>9</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>74</b>
<b>10</b>	<b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>76</b>
<b>11</b>	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>77</b>



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Curvas de escoamentos para 16MnCr5 no estado normalizado.

Figura 2 – Histórico do uso prático de simulações por elementos finitos em processos de forjamento

Figura 3 – Elementos do sistema de lubrificação em processos de conformação mecânica

Figura 4 – Interface peça-ferramenta em um processo de trefila. (a) Escala macroscópica. (b) Escala microscópica.

Figura 5 – Ilustração esquemática da seção transversal da estrutura superficial do metal. A espessura individual das camadas depende das condições de processo e do ambiente.

Figura 6 – Representação esquemática do contato entre superfície da peça e da ferramenta para situações que o valor da pressão aplicada é baixo.

Figura 7 – Deformação plástica das asperezas e o respectivo campo de linhas de escorregamento.

Figura 8 – Tipos de lubrificação: (a) hidrodinâmica – camada espessa, (b) hidrodinâmica – camada fina, (c) mista e (d) limite ou de fronteira.

Figura 9 – Curva de Stribeck evidenciando o regime de transição entre a lubrificação hidrodinâmica e a lubrificação de fronteira. A maioria dos processos de deformação plástica possui regimes de lubrificação situados no interior da região hachurada.

Figura 10 – Representação da variação da tensão de cisalhamento devido ao atrito com a pressão normal de contato. Nota-se que a tensão de cisalhamento tende a um valor máximo, à medida que as áreas de contato real e aparente se aproximam.

Figura 11 - Variação da tensão de atrito para quatro diferentes modelos de atrito.

Figura 12 – Princípio do ensaio de dupla extrusão. Influência da velocidade do punção com relação ao fluxo de material: (a) prensa hidráulica  $V = 3$  mm/s e (b) prensa mecânica  $V = 80$  mm/s.

Figura 13 – Efeito da magnitude do atrito no escoamento do metal durante o ensaio de compressão do anel.

Figura 14 – Curvas de calibração do atrito para o teste do anel.

Figura 15 – Curvas de escoamento para liga de alumínio AA6351: em (a) resultado do experimento para condição encruada e (b) sua aproximação matemática. Em (c), aproximação matemática para o estado recozido.

Figura 16 – Curvas de escoamento para aço baixa liga 16MnCr5: em (a) resultado do experimento para condição encruada e (b) sua aproximação matemática. Em (c), aproximação matemática para o estado normalizado.

Figura 17 – Dimensões dos anéis utilizados nos experimentos (unidades em mm, tolerância:  $\pm 0,05$  mm).

Figura 18 – Aspecto dos corpos de prova: (a) sem lubrificação, (b) adição de filme + sabão e (c) bissulfeto de molibdênio.

Figura 19 – Corpos de prova de AA6351 no estado encruado em diferentes reduções de altura, para as condições de lubrificação a seco,  $MoS_2$ , estearato de zinco + sabão e suas respectivas reduções na altura.

Figura 20 – Curvas de calibração do atrito para  $\mu$ ,  $m$  e  $f$ , através do ensaio de compressão do anel para AA6351 nas condições de lubrificação à seco,  $MoS_2$  e revestimento de estearato de zinco + sabão.

Figura 21 – Força calculada no instante da redução de 60% na altura no ensaio de compressão do anel para AA6351 no estado encruado em função do atrito para os modelos  $\mu$ ,  $m$  e  $f$ .

Figura 22 – Corpos de prova de AA6351 no estado recozido em diferentes reduções de altura, para as condições de lubrificação a seco,  $MoS_2$  e suas respectivas reduções na altura.

Figura 23 - Curvas de calibração do atrito para  $\mu$ ,  $m$  e  $f$ , através do ensaio de compressão do anel para AA6351 nas condições de lubrificação à seco e  $MoS_2$ .

Figura 24 - Força calculada no instante da redução de 60% na altura no ensaio de compressão do anel para AA6351 no estado recozido em função do atrito para os modelos  $\mu$ ,  $m$  e  $f$ .

Figura 25 – Corpos de prova de 16MnCr5 nos estado recozido e encruado em diferentes reduções de altura, para as condições de lubrificação a seco,  $MoS_2$ , fosfato de zinco + sabão e suas respectivas reduções na altura.

Figura 26 – Curvas de calibração do atrito para  $\mu$ ,  $m$  e  $f$ , através do ensaio de compressão do anel para 16MnCr5 nas condições de lubrificação à seco,  $MoS_2$  e adição de filme por fosfato de zinco + sabão.

Figura 27 – Força calculada no instante da redução para 60% na altura no ensaio de compressão do anel para 16MnCr5 em função do atrito para os modelos  $\mu$ ,  $m$  e  $f$ . Em (a) para o estado recozido e em (b) para o estado encruado.

Figura 28 – Influência do estado do material recozido (*annealed*) e encruado (*workhardened*) para AA6082 nas condições de lubrificação por  $MoS_2$  e fosfato de zinco + sabão (*soap*) obtido por Tan.

Figura 29 – Influência do estado do material recozido (*annealed*) e encruado (*workhardened*) para AA6082 nas condições de lubrificação por  $MoS_2$  e fosfato de zinco + sabão (*soap*) obtido por Tan et al.

Figura 30 – Comparativo da força calculada para a redução de 60% na altura dos anéis de (a) 16MnCr5 e (b) AA6351 nos estados recozido e encruado

## Lista de Símbolos

$P$  - carga normal (N)

$A_r$  - área real (mm<sup>2</sup>)

$A_a$  - área aparente de contato (mm<sup>2</sup>)

$F$  - força tangencial (N)

$\tau_r$  - tensão real de cisalhamento (N/mm<sup>2</sup>)

$\tau$  - tensão cisalhante de atrito

$\mu$  - coeficiente de atrito

$\mu_r$  - coeficiente de atrito na aspereza

$\mu_{adesão}$  - coeficiente de atrito em condição de adesão

$\tau_{r\text{máx}}$  - tensão real de cisalhamento puro máxima (N/mm<sup>2</sup>)

$k$  - tensão de cisalhamento em escoamento puro (N/mm<sup>2</sup>)

$p_r$  - pressão real de contato (N/mm<sup>2</sup>)

$\sigma_e$  - tensão limite de escoamento (N/mm<sup>2</sup>)

$\sigma_o$  - tensão de escoamento (N/mm<sup>2</sup>)

$P$  - pressão de contato (N/mm<sup>2</sup>)

$q$  - pressão hidrostática média (N/mm<sup>2</sup>)

$m$  - fator de atrito

$f$  - fator de atrito

$Ra$  - rugosidade superficial ( $\mu\text{m}$ )

$V$  - velocidade (mm/s)

$V_r$  - velocidade relativa (mm/s)

$\eta$  - viscosidade (N·s/m<sup>2</sup>)

$L$  - espessura do filme de lubrificante ( $\mu\text{m}$ )

$T$  - temperatura ( $^{\circ}\text{C}$ )

$\sigma_{A,R}$  - tensão de escoamento para AA6351 no estado recozido (N/mm<sup>2</sup>)

$\sigma_{A,L}$  - tensão de escoamento para AA6351 no estado encruado (N/mm<sup>2</sup>)

$\sigma_{S,N}$  - tensão de escoamento para 16MnCr5 no estado recozido (N/mm<sup>2</sup>)

$\sigma_{S,L}$  - tensão de escoamento para 16MnCr5 no estado encruado (N/mm<sup>2</sup>)

## 1 INTRODUÇÃO

Apesar da introdução e aplicação da simulação dos processos de conformação dos metais na indústria de forjamento estar praticamente implementada, ainda existe falta de informações com relação as condições de contorno e variáveis de entrada, tais como, atrito e parâmetros térmicos e de material, bem como sua influência nos cálculos. Independente do método de solução, modelo de atrito ou relação de tensão-deformação, usuários necessitam de informações a respeito dos parâmetros de entrada para seus softwares.

Nos processos de conformação dos metais é importante determinar a elevada carga das ferramentas para sua estimativa mais fidedigna da distribuição de tensões, auxiliando, assim, em seu projeto. A importância do atrito tem sido geralmente reconhecida afetando as tensões normais nas ferramentas e, portanto, vida de ferramenta, fluxo de material, integridade e acabamento superficial do material de trabalho, a relação da lubrificação para os componentes de máquina, considerações de custo e conservação de energia.

Neste estudo, testes de compressão do anel são realizados para o aço baixa liga 16MnCr5 e a liga de alumínio AA6351 para diferentes condições de lubrificação e estado de material. São elaboradas curvas de calibração do atrito com o auxílio de simulações numéricas através de dois dos mais utilizados sistemas, MSC.Manufacturing (MacNeal Schwendler Corp., USA) e Qform (Quantor Ltd. Russia), fornecendo mais informações sobre o comportamento do atrito em processos de forjamento a frio.

## 2 ASPECTOS DO PROCESSO DE FORJAMENTO

A conformação é uma das quatro maiores tecnologias usadas para a fabricação de produtos metálicos, as outras são fundição, metalurgia do pó e usinagem; sendo, talvez, a técnica mais madura e antiga [1]. Os primeiros registros sobre forjamento remontam a 4000 a.C. no Egito e na Ásia quando o homem iniciou a conformação de bronze para a produção de armas de guerra e ferramentas. O forjamento de ferro e aço continua até próximo do final do século XIX para aplicações similares com metais mais atuais.

As forjarias do século XIX trabalharam particularmente com forjamento de ferro em matriz aberta. Com o passar dos anos a capacidade dos martelos utilizados nas forjarias foi aumentando de 500 J para até 1000 kJ. A invenção do conversor Bessemer em 1856 foi o maior passo para o desenvolvimento da indústria de forjamento de materiais ferrosos, permitindo a obtenção de aproximadamente 14 toneladas de aço por hora. O amadurecimento da indústria da conformação se deu entre as décadas de 1920 e 1960 com o estabelecimento dos primeiros desenvolvimentos científicos (teoria da plasticidade, tecnologia dos materiais e análise experimental dos processos) e desde então até hoje a ciência é uma importante base econômica para as indústrias de tecnologia de conformação de metais [2]. Atualmente, as forjarias tem grande importância no fornecimento de grandes quantidades de peças forjadas a baixo custo, devido à alta produtividade, baixo consumo de material, qualidade das peças, possibilidade de produção de peças grandes e pequenas, bem como possibilidade de peças de matérias ferrosos e não-ferrosos.

A diversidade de aplicações e de produtos obtidos por forjamento pode ser explicada com base na importante relação que se consegue obter entre a qualidade e os custos de produção. De fato, merecem destaque de entre as principais características mecânicas dos componentes forjados, a excelente relação entre a resistência mecânica e o peso e a elevada resistência à fadiga e aos esforços de impacto [3].

Os processos de forjamento podem ser classificados em função da temperatura em que se realizam, avaliando-se assim, os aspectos fenomenológicos mais importantes da elasticidade e da plasticidade. Os regimes de trabalho são três: a frio, a morno e a quente. O forjamento a quente é definido como a deformação sob

condições de temperatura e taxa de deformação tais que o processo de recuperação ocorra simultaneamente com a deformação, sendo aplicável para a maioria das geometrias e dimensões de peças [4] [5]. Sua vantagem diz respeito à recristalização que ocorre durante a deformação do material reduzindo as cargas necessárias à conformação e reduzindo a fragilidade da peça final, permitindo assim, a utilização de equipamentos com menores capacidades devido à redução da resistência mecânica em altas temperaturas. Suas desvantagens dizem respeito às menores resistências mecânicas produzidas quando a peça é utilizada na aplicação de destino, o alto custo para aquecimento de peças e matrizes e a oxidação provocada na peça.

Já o forjamento a frio é geralmente utilizado para a produção de peças de pequenas dimensões e maiores precisão dimensional e acabamento superficial. Sendo realizado na temperatura ambiente é acompanhado do encruamento do metal, que é ocasionado pela interação das discordâncias entre si e com outras barreiras - tais como contornos de grão – que impedem o seu movimento através da rede cristalina. Isso tudo acarreta um aumento de resistência e dureza e em um decréscimo da ductilidade do material [6].

O forjamento a morno apresenta características intermediárias entre os dois já citados sendo realizado numa faixa de temperatura na qual o material possui tanto características dos processos realizados a frio quanto dos processos a quente. As características mecânicas da peça também são intermediárias entre os processos a frio e a quente, com produção de peças com geometria complexa com boas propriedades mecânicas e redução de custos quando comparada com forjamento a quente. A tabela 1 apresenta uma comparação relativa entre os três processos.

Uma maneira alternativa de classificar os processos de forjamento, pode ser feita com base no tipo de ferramenta que trabalha a peça, estabelecendo-se os três grupos a seguir relacionados [7]:

- a) forjamento em matriz aberta – esse grupo abrange as operações de forjamento em que o escoamento do material não é, ou é apenas ligeiramente, estrangido lateralmente. As matrizes possuem geometrias simples;
- b) forjamento em matriz fechada – esse grupo abrange as operações de forjamento em que o escoamento do material é estrangido lateralmente;

- c) outros tipos de forjamento – esse grupo corresponde as operações de forjamento por compressão axial, por intermédio de rolos, rotativas e orbitais.

Tabela 1 – comparativo entre os três tipos de processos de forjamento [8]

	Forjamento a quente	Forjamento a morno	Forjamento a frio
Peso do forjado	50 g a 1,5 ton	10 g a 50 kg	10 kg a 30 kg
Precisão	IT 13 – 16	IT 11 – 14	IT 8 – 11
Qualidade superficial	50 – 100 $\mu\text{m}$	~30 $\mu\text{m}$	~10 $\mu\text{m}$
Tensão de escoamento $f(T, \text{material})$	20 – 30 %	30 – 50 %	100 %
Forjabilidade $f(T, \text{material})$	$\varphi \leq 6$ *	$\varphi \leq 4$	$\varphi \leq 1,6$
Custo de forjamento	Até 113 %	100 %	Até 147 %
Usinagem requerida	Alta	Baixa	Muito baixa

\* Exceção para casos de superplasticidade, onde há ocorrência de deformação em torno de 1000% sem comprometimento do material.

## 2.1 Parâmetros do processo

Os processos de forjamento devem ser tratados como um sistema constituinte de todas as variáveis de entrada tais como tarugo ou billet (geometria e material), o ferramental (geometria e materiais), as condições na interface peça-ferramenta, o mecanismo de deformação plástica (frio, morno ou quente), o equipamento usado, as características do produto final e, finalmente, o ambiente da fábrica onde o processo está sendo conduzido. [9].

### 2.1.1 Material

Nos processos de forjamento o conhecimento das características de deformação do material e das leis constitutivas determinam como os mesmos escoam. O parâmetro que determina este comportamento de um material é a curva de escoamento [10], que é definida como sendo a variação de tensão em função da temperatura, da deformação verdadeira, microestrutura, e da velocidade de



deformação [11]. As curvas de escoamento são construídas através de ensaios mecânicos (compressão de corpos cilíndricos, compressão plana, torção e tração para pequenas deformações) [4]. Após sua obtenção física, podem ser descritas através de uma expressão matemática adequada para o regime do ensaio [12] [13]. A figura 1 apresenta série de curvas de escoamento por ensaio de compressão, para diferentes condições de temperatura e velocidades de deformação.

Curvas de escoamento para 16MnCr5

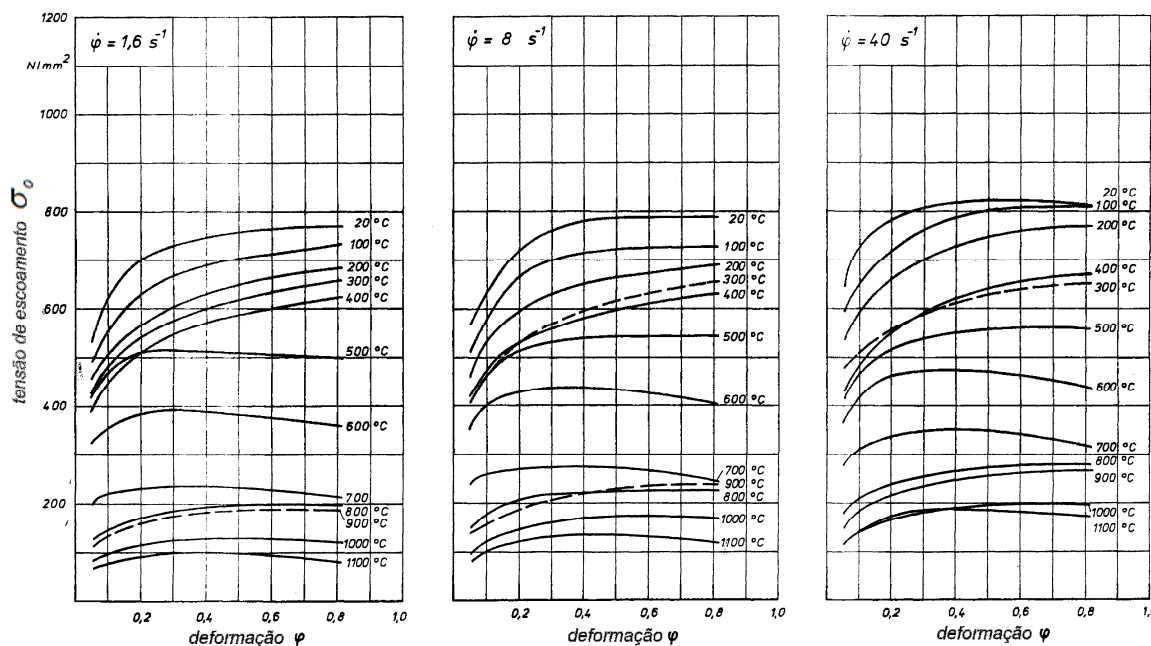


Figura 1 – Curvas de escoamentos para 16MnCr5 no estado normalizado [14].

De maneira análoga, os materiais das ferramentas também necessitam ser caracterizados, pois não devem sofrer deformações plásticas elevadas para não comprometer a forma final do produto desejado. Assim, o material da ferramenta precisa ser caracterizado com relação ao seu regime elástico, devendo apresentar ótima rigidez e propriedades mecânicas e térmicas sob as condições de utilização.

Ainda há variáveis de material tais como acabamento superficial proveniente da preparação do tarugo/billet (por exemplo, a laminação da siderurgia, etapa de corte), histórico de tensões e deformações, composição química, vazios internos, inclusões e microestrutura inicial e, ainda, processo de fabricação das ferramentas (usinagem, eletroerosão, tratamentos térmicos, modificações superficiais, etc) [15].

### **2.1.2 Influência da temperatura e do lubrificante**

Em processos de conformação de metais a pressão aplicada nas matrizes é transmitida para o tarugo deformando-o. Como consequência dessa deformação, há um movimento relativo entre o material e o ferramental, e nessa interface se observa o atrito. A utilização de lubrificante nos processos de forjamento tem influência direta na vida de ferramenta, força necessária para a conformação, no fluxo do material, acabamento superficial e custo do produto final. Como já mencionado na seção 2.1.1, a temperatura exerce papel importante com relação à força de deformação dos materiais. Desse modo, se faz necessário a utilização de um lubrificante que mantenha suas propriedades na faixa de temperatura do processo em questão e que, de preferência, opere também como isolante térmico entre a peça e a ferramenta nos processos a quente. Maiores informações sobre o efeito dos parâmetros térmicos, atrito e lubrificantes são expostos nas seções 3 e 4 do presente trabalho.

### **2.1.3 Equipamento**

A seleção de uma máquina para um dado processo de forjamento é influenciada pelo tempo, tamanho do lote, principalmente pela relação carga-energia. Outros fatores relevantes são as condições na fábrica, os efeitos ambientais, as necessidades de manutenção, bem como necessidades de cada componente específico e do processo sob estudo. Com relação ao processo, o comportamento e as características de influência nas máquinas de conformação são [15]:

- a) tensões de escoamento e a capacidade que o material tem de ser trabalhado;
- b) As temperaturas no material e matriz, especialmente em processos a quente;
- c) As necessidades de carga e energia para uma dada geometria de produto e material;
- d) As tolerâncias do componente forjado;

e) A taxa de produção ou produtividade.

As máquinas de forjamento mais utilizadas são prensas e martelos. Existem basicamente três tipos de prensas: hidráulica, mecânica e de fuso ou fricção. Prensas hidráulicas apresentam melhor controle e precisão com relação a força aplicada ao longo do deslocamento da ferramenta, entretanto possuem baixa velocidade quando comparadas com as prensas mecânicas. As prensas de fuso ou fricção são similares as prensas hidráulicas. Já as prensas mecânicas (excêntricas) apresentam elevada velocidade porém uma distribuição senoidal de força, com pico ocorrendo no final do curso (fechamento de matrizes). Os martelos podem ser de queda livre ou acelerada, e apresentam elevada produtividade quando bem dimensionados para o processo em questão.

Usualmente, as prensas hidráulicas e de fuso ou fricção são utilizadas para processos de forjamento a quente e a frio, extrusão a frio, conformação de chapas e cunhagem. Prensas mecânicas e martelos são utilizados em processos de forjamento a quente e morno [16].

## 2.2 Tratamento térmico

Tratamento térmico é o conjunto de operações de aquecimento a que são submetidos os aços, sob condições controladas de temperatura, tempo, atmosfera e velocidade de esfriamento, visando alteração de suas propriedades ou conferir-lhes características determinadas. Tais propriedades dependem, em princípio, da sua estrutura. Os tratamentos térmicos modificam, em maior ou menor escala, a estrutura das ligas, resultando em conseqüência na alteração mais ou menos pronunciada de suas propriedades [17].

Os tratamentos térmicos que se efetuam no decorrer do ciclo de forjamento são fundamentais para assegurar um bom desempenho do processo e uma boa qualidade dos produtos forjados. No caso do forjamento a frio, realizam-se tratamentos térmicos de recozimento sobre a matéria-prima e, eventualmente, sobre as pré-formas correspondentes às fases intermediárias com o objetivo de reduzir a dureza e aumentar a ductilidade do material a forjar. As peças forjadas a frio podem, se necessário, ser submetidas a um tratamento térmico final de alívio de tensões

para se eliminarem as tensões internas induzidas pela deformação plástica. No forjamento a quente as peças forjadas são deixadas arrefecer lentamente ao ar para em seguida serem submetidas um tratamento térmico de normalização destinado a refinar o tamanho de grão, a obter uma textura uniforme e isenta de orientações preferenciais e a aumentar a resistência mecânica do aço relativamente à do aço recozido. No caso de se pretender fabricar componentes forjados com resistência mecânica e dureza elevadas, substitui-se o arrefecimento ao ar característico da normalização por uma tempera com velocidade de esfriamento maior. Obtém-se desta forma uma estrutura martensítica a temperatura ambiente. Nestes casos terá de efetuar-se na seqüência um tratamento térmico de revenido com objetivo de aumentar a tenacidade do material e eliminar as tensões internas induzidas pela tempera. É precisamente no forjamento desse tipo de componentes que pode existir interesse em substituir o aço-carbono por um aço microligado [7].

### **3 SIMULAÇÃO NUMÉRICA NOS PROCESSOS DE FORJAMENTO**

Projetar a seqüência de produção por forjamento de uma nova peça não é uma tarefa simples, e requer muitos testes e ajustes até que uma condição satisfatória de produção seja obtida. O método de “tentativa e erro”, ainda muito utilizado por grande parte da indústria brasileira, é caro e requer muito tempo. No início de 1980, as simulações computacionais se tornaram realidade e aceitáveis como ferramentas para o desenvolvimento de novos produtos forjados.

Ao se realizar a modelagem matemática do processo de forjamento, os problemas significativos mais freqüentemente encontrados são: preenchimento, atrito, grandes deformações, mudanças nas propriedades mecânicas do material, necessidade de um volume constante, geração de calor devido ao trabalho mecânico e trocas térmicas entre forjado e o ambiente. Essas dificuldades são as razões para um número de não-linearidades que tornam difícil a solução de problemas por modelamento matemático. No método de elementos finitos, para se resolver alguns dos problemas de não-linearidades, as peças são divididas em um número de volumes elementares, formando uma malha. Aplicações de carga (ou neste caso, deslocamento de ferramenta) são divididas em pequenos incrementos de deslocamento. Cálculos são então realizados até que um balanço entre as forças internas e externas seja atingido, e após, um novo incremento de deslocamento é realizado. Esse processo é repetido até o final da simulação. A mudança de forma envolvida em processos de forjamento causa geralmente grande deformação da malha, a qual se torna muito destorcida para a continuação dos cálculos. Por isso, se faz necessário mudar esta malha para uma nova. Esse processo é chamado de remalhamento e pode se tornar muito complexo de acordo com a complexidade da geometria da peça e/ou caso a malha anterior esteja muito distorcida. No caso de uma simulação que leve em conta a influência da temperatura nas propriedades mecânicas, ainda se faz necessário realizar alguns ajustes termodinâmicos [18] [19] [20].

### 3.1 Histórico da aplicação de simulação por elementos finitos em processos de forjamento

O método de elementos finitos se tornou uma poderosa ferramenta para a solução numérica de vários problemas da área de engenharia, viabilizando o teste de diversas configurações possíveis num computador antes de um protótipo ser construído. Seu desenvolvimento data do final da década de 50, ligado aos trabalhos de Turner, Argyris, Kelsey e Clough, o qual introduziu pela primeira vez o termo “elemento finito” [21].

O desenvolvimento da tecnologia de simulação por elementos finitos na área de forjamento iniciou no final da década de 1960, a partir de formulações e programas existentes para a análise estrutural. Entretanto, esta via foi rapidamente abandonada, pois não servia para estudar as grandes deformações habitualmente encontradas nos processos de conformação mecânica.

No início dos anos 70, Lee e Kobayashi, Cornfield e Johnson, e Zienkiewicz e Godbole, desenvolveram uma formulação alternativa, denominada *formulação de escoamento plástico* (flow formulation), que caracteriza o escoamento dos materiais metálicos em deformação plástica de uma forma análoga ao escoamento dos fluidos viscosos incompressíveis. As extensões elásticas são desprezadas, o que é admissível em face das elevadas deformações plásticas que as peças sofrem durante as operações de fabrico por deformação plástica, os materiais são descritos através de leis de comportamento rígido-plásticas/viscoplásticas e as relações entre a tensão e a velocidade de deformação baseiam-se nas equações constitutivas de Levy-Mises [3] [22].

A partir da pesquisa e desenvolvimento (P&D) da formulação de escoamento plástico, durante a década de 1970 e o início de 1980, foram viabilizadas simulações bidimensionais (2D) de estado estacionário como extrusão de barras redondas e laminação por deformação plana de chapas, as quais não requerem operação de remalhamento [23]. Simulações 2D de estado não-estacionário de fluxo de metal com remalhamento manual – o que requeria muito tempo para completar uma simulação – eram aplicadas em áreas limitadas de forjamento, especialmente no forjamento a quente de componentes aeroespaciais. A tecnologia de geração automática de malhamento e remalhamento foi desenvolvida no final da década de 1980 e início de 1990 [24] paralelamente com a disponibilidade de estações de

trabalho (*workstations*) de alta relação custo x desempenho, favorecendo o uso prático de simulações por elementos finitos. A tecnologia de remalhamento automático bem como os computadores de alto custo x desempenho tornaram os softwares de simulação por elementos finitos uma prática ferramenta de desenvolvimento em grandes empresas de forjaria. A partir da metade da década de 1990, simulações 2D eram amplamente utilizadas como ferramentas práticas inclusive em pequenas e médias empresas da indústria de forjamento (figura 2).

Também em 1989, se cogitava a possibilidade sobre a computação paralela – que consiste na divisão de tarefas computacionais entre um conjunto de processadores independentes interligados entre si (*cluster*) – para acelerar a resolução de simulações. Com o objetivo de obter alto desempenho associado à popularização e conseqüente baixo custo de computadores pessoais (*PC*), essa idéia foi sendo desenvolvida no final de 1989, tendo seus primeiros resultados entre o final da década 1990 e início de 2000 [25] [26].

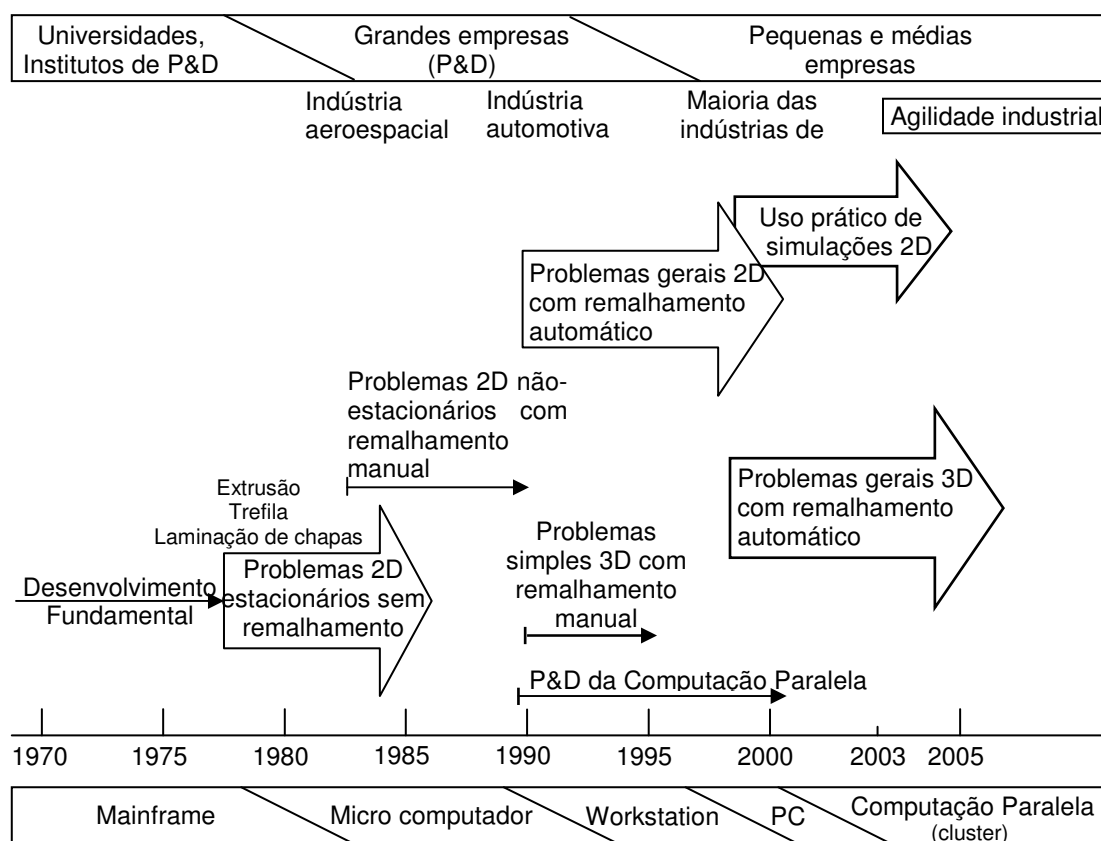


Figura 2 – Histórico do uso prático de simulações por elementos finitos em processos de forjamento (adaptado e compilado de [25] [26] [27]).

Simulações tridimensionais (3D) começaram a ser utilizadas na medida em que softwares com capacidade de remalhamento automático eram comercializados [27].

A introdução da simulação dos processos de forjamento na indústria europeia pode ser vista como que praticamente implementada. Já no ano de 2003, a venda de licenças de quatro dos líderes de sistemas industriais (Transvalor Forge2005, MSC.Superforge, MSC.Superform e Quantorform Qform3d) atingiu uma significativa saturação. Ainda há clientes potenciais ao longo de empresas de pequeno e médio porte, entretanto, as grandes forjarias estão utilizando as simulações diariamente, praticamente que sem exceções. Atualmente, os clientes das indústrias de forjamento assumem que seus fornecedores estão utilizando tais sistemas [26].

No Brasil, grandes forjarias como Dana, Thyssen-krupp, Maxiforja e Forjas Brasileiras utilizam pacotes de elementos finitos. Entretanto, ainda há grande dificuldade para difusão desta tecnologia, principalmente devido ao seu custo elevado e a carência de profissionais para área de conformação mecânica.

### 3.2 Qualidade dos resultados obtidos por simulação

Embora a precisão dos resultados de uma simulação dependa da qualidade do software utilizado, ela também é fortemente influenciada pelos dados de entrada. Uma grande quantidade de valores para parâmetros mecânicos e térmicos, os quais são utilizados para caracterização de um processo, são utilizados em análises de elementos finitos. Desse modo, é óbvio que os resultados das simulações podem ser significativamente afetados por variações em alguns valores desses parâmetros, assim como, o efeito de certas variações similares possa ter efeitos de pequena consequência [28].

#### 3.2.1 Determinação dos parâmetros de entrada

Estudos envolvendo a determinação de parâmetros termo-mecânicos, bem como o efeito de suas variações, ainda são relativamente escassos quando comparados com estudos prático/teóricos de processos de forjamento [29] [30] [31] [32] [33] [34] [35] [36] [37]. Parâmetros como velocidade de deformação e temperatura de matrizes são bem conhecidos e controlados na indústria. Entretanto,



poucas investigações têm sido realizadas sobre o efeito das variações nos demais parâmetros de entrada com relação aos resultados das simulações de processos de forjamento.

Em um dos estudos publicados sobre determinação de parâmetros de entrada, Kopp e Phillip [28] [38] salientam a importância de sua correta determinação em processos de forjamento a quente para a análise computacional, apresentando novos métodos e modelos para determinação de parâmetros térmicos e sobre o coeficiente de atrito. Wilson et al. [39] apresenta um modelo térmico acoplado a um modelo de atrito obtendo resultados promissores, tanto qualitativamente quanto quantitativamente para diversas combinações de materiais da interface peça-ferramenta e lubrificantes.

Doege et al. [40] desenvolvem um novo modelo de transferência de calor e atrito para melhorar a exatidão dos resultados de simulações de processos de forjamento a quente de precisão para aço baixa liga 16MnCr5, obtendo resultados promissores. Polozine e Schaeffer [41] apresetam novos métodos para a determinação do valor médio da emissividade total e o coeficiente médio de transferência de calor por convecção para a liga de alumínio 6061 e aço SAE 1045.

### **3.2.2 Efeitos das variações dos parâmetros de entrada**

Assim como a correta determinação dos parâmetros de entrada dos softwares de simulação, investigações sobre o efeito das variações das condições de contorno são muito importantes, pois proporcionam um guia para o nível de incerteza dos parâmetros; o que é aceitável frente aos resultados que os mesmos influenciam. Os parâmetros que possuem grande efeito devem ser especificados com melhor exatidão do que os de menor influência. Assim, o trabalho do analista é facilitado, racionalizando a aplicação de recursos para determinação de parâmetros.

Movido por essa preocupação, Majerus et al. [42] analisa o efeito da variação do coeficiente de atrito na interface peça-ferramenta de uma análise axisimétrica de forjamento a quente isotérmico com relação à deformação/distorção da malha de elementos finitos. Já Ou e Balendra [43], examinam o efeito da variação do coeficiente de atrito na simulação do forjamento a quente e isotérmico de uma pá de turbina, onde aumentando o valor do coeficiente de atrito de 0,1 para 0,2 resulta um acréscimo entre 35 e 45% na carga de forjamento. Em outros estudos, Ou e

Balendra e Ou et al. analisam, respectivamente, a influência da elasticidade das matrizes [44] e da rigidez da prensa [45] como função da distribuição de deformação plástica equivalente, a componente vertical de tensão e a temperatura do forjado no final do processo de forjamento isotérmico de uma pá de turbina. Deformações similares do material (forma final do componente) foram obtidas para ambos os casos de simulações com e sem a consideração da rigidez da prensa e das matrizes. Entretanto, quando a elasticidade do conjunto prensa/matrizes era considerada na análise, suas deflexões acarretaram em uma redução de altura insuficiente para o tarugo, e conseqüentemente, menores valores para tensão e deformação plásticas no final do processo.

Snape et al. [29] [46] pesquisa e analisa o efeito da influência de seis parâmetros de entrada na simulação para diferentes processos de forjamento a quente de aço. Foram variados quatro parâmetros correspondentes à definição do comportamento da tensão de escoamento plástico do material de trabalho e outros dois para definição de condições da interface peça-ferramenta (atrito e troca de calor entre forjado e matrizes). Uma análise de regressão é empregada com base dos resultados obtidos para as diferentes condições com a finalidade de identificar a exatidão necessária para cada parâmetro de entrada envolvido no processo em função dos resultados das análises.

Em face das informações citadas na seção 3, é iniciado na seção 4 a seguir, um aprofundamento com relação ao atrito nos processos de conformação mecânica, seus modelos matemáticos para processos de deformação plástica, bem como seus fatores de influência, os regimes e tipos de lubrificantes. Com isso se espera identificar as variáveis do processo para sua melhor compreensão, visando também uma avaliação qualitativa e a correta utilização dessa importante variável como parâmetro de entrada nos processos de simulação de forjamento.

#### **4 O ATRITO NOS PROCESSOS DE CONFORMAÇÃO MECÂNICA**

Na grande maioria dos processos de conformação mecânica a peça a ser trabalhada é deformada por meio de uma ferramenta de contato (matriz). A pressão requerida para a deformação gera uma pressão normal para a superfície da ferramenta, e um movimento relativo da peça para a superfície da ferramenta gera uma tensão cisalhante na interface. Desse modo, surge uma situação tribológica, com atrito na interface peça-ferramenta, e com potencial para desgaste de ambos materiais da peça e ferramenta; a introdução de um lubrificante se faz necessária para a atenuação desses efeitos.

Em contraste com situações em que não há conformação mecânica, a deformação da peça resulta na maioria das vezes num aumento substancial da superfície. Assim, porções da nova superfície são expostas, e o lubrificante deve proteger não apenas a superfície original, como também a nova. O sucesso ou falha dessa lubrificação tem importante conseqüência na qualidade do produto, bem como nas pressões, forças, energia e também na possibilidade de sua deformação plástica.

Fatores relacionados à tribologia nos processos de conformação mecânica são numerosos, e suas interações são excessivamente complexas. Uma representação dos parâmetros de entrada, variáveis do sistema e resultados (figura 3) dão uma amostra da complexidade do problema, bem como, indica sua natureza interdisciplinar.

Por essas razões o campo do atrito, lubrificação e desgaste (tribologia) em processos de conformação mecânica tem sido assunto de diversas investigações.

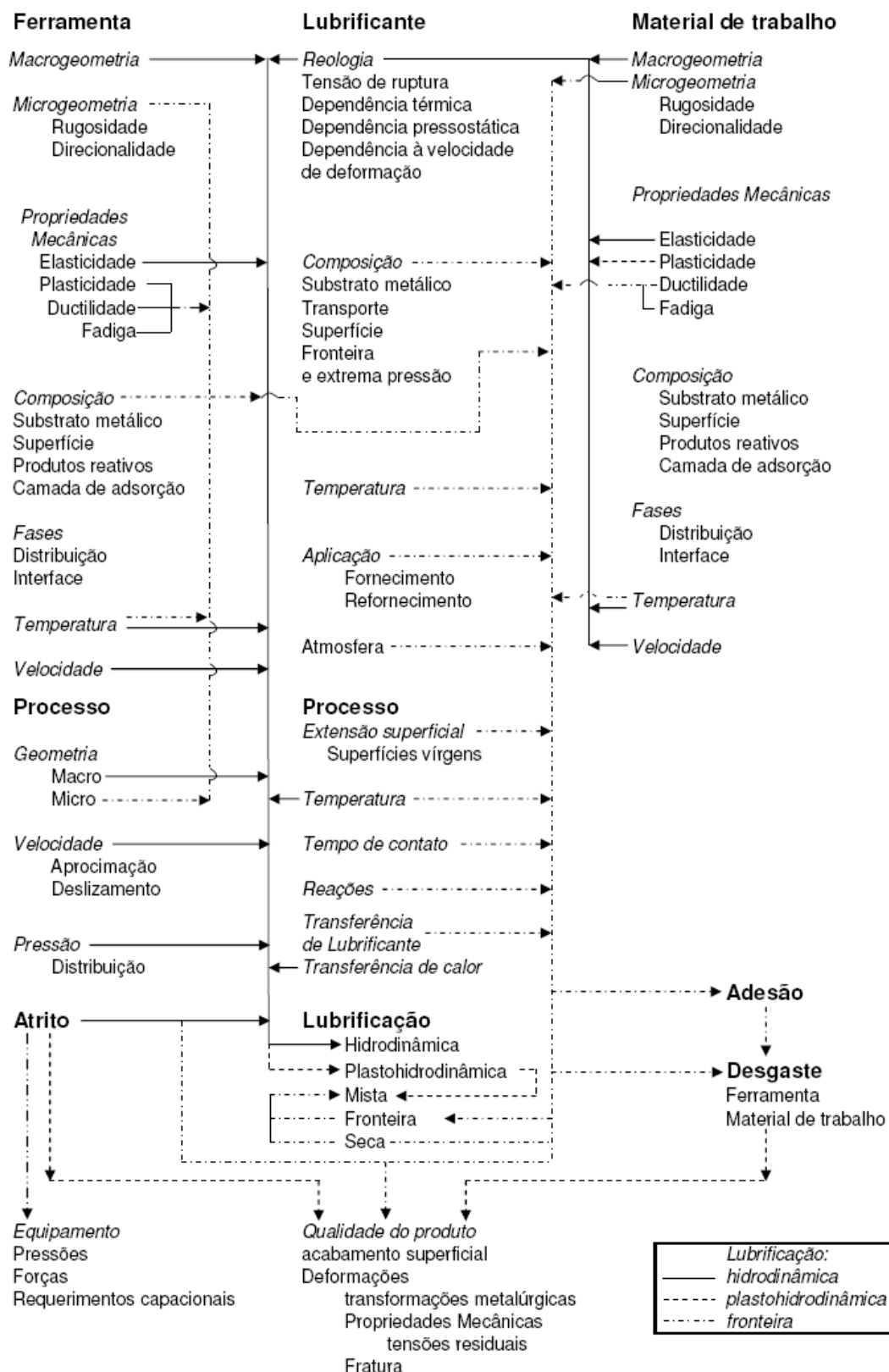


Figura 3 – elementos do sistema de lubrificação em processos de conformação mecânica [47].

#### 4.1 A interface peça-ferramenta

Os processos de conformação mecânica geralmente envolvem a deformação de um material forçando-o a escoar através de uma ferramenta ou matriz, para a obtenção de um produto final com características específicas. Durante o processo de conformação, há um movimento relativo entre a peça e a matriz que ocorre sob certa pressão ou força de deformação a qual é normal à interface peça-ferramenta (figura 4). Como resultado deste contato, forças de atrito tangencial são geradas nessa interface, opondo-se ao movimento relativo. Para se analisar um processo de conformação é necessário que o comportamento do escoamento do metal, o atrito na interface peça-ferramenta ( $\tau$ ) e a conformabilidade do material sejam corretamente descritos para o processo em questão.

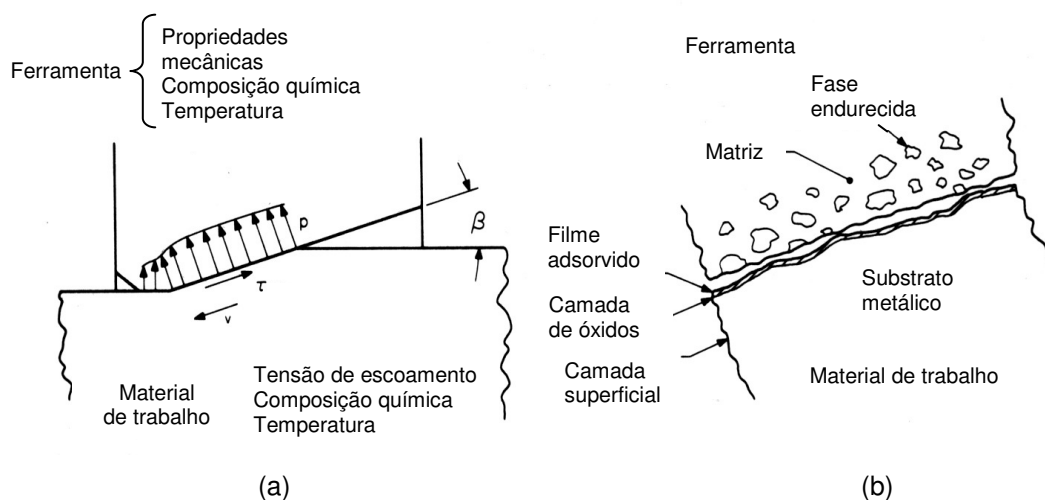


Figura 4 – Interface peça-ferramenta em um processo de trefila. (a) Escala macroscópica. (b) Escala microscópica [47].

As condições de atrito na interface peça-ferramenta podem afetar o comportamento do escoamento do metal, a carga total de deformação, propriedades finais do produto, causar perdas de energia e desgaste prematuro de ferramentas [48]. Entretanto, há certas situações que o atrito desenvolvido na interface peça-ferramenta se faz necessário, como em casos de trefila de chapas (ironing), estampagem profunda [47], laminação [3] [49] [50] e casos específicos, como o forjamento com matrizes de auto-compensação [51]. O efeito do atrito entre a peça e as ferramentas é complexo e resulta no surgimento de tensões cisalhantes superficiais, afetando assim, os planos principais de tensão. Devido a isso, o atrito é considerado uma variável de grande importância nos processos de conformação de

metais onde ocorrem grandes deformações plásticas e vem sendo estudado pela tribologia, ramo da ciência que estuda também a correlação entre projeto, desgaste, lubrificação e atrito de superfícies interagindo em um movimento relativo entre si. Basicamente, a lubrificação consiste em estabelecer um filme com baixa tensão de cisalhamento entre a peça e ferramenta visando redução das tensões que se opõem ao movimento relativo nessa interface.

O conhecimento do atrito e a correta especificação de lubrificação são importantes quando se deseja obter produtos em forma geral, peças complexas, forjamentos de precisão e utilizar ferramentas computacionais de simulação de processos de conformação para projeto, desenvolvimento e otimização de processos.

#### 4.2 A superfície metálica

Um metal pode parecer plano e polido, entretanto há micro-camadas superficiais, como mostradas na figura 5, formadas devido a fatores externos de fabricação tais como temperatura e formação de óxidos. Dependendo do processo de fabricação envolvido na produção de um material, uma zona encruada irá ocupar a base dessa camada adicional.

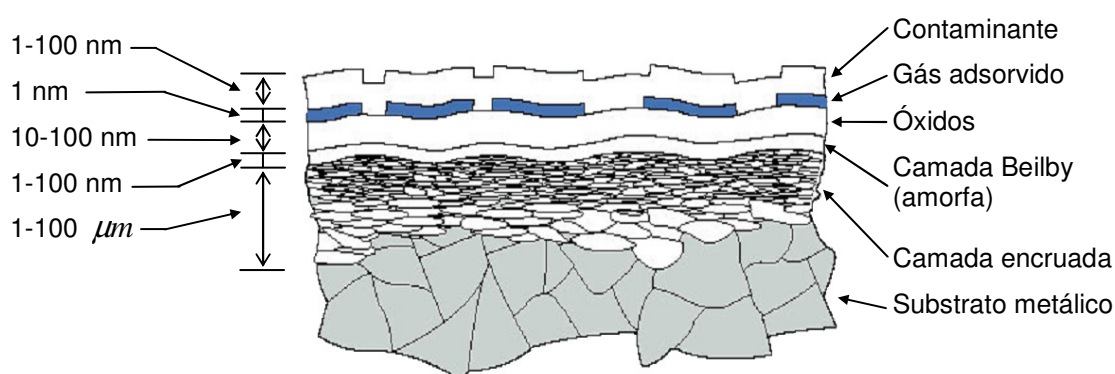


Figura 5 – ilustração esquemática da seção transversal da estrutura superficial do metal. A espessura individual das camadas depende das condições de processo e do ambiente [52].

Acima dessa camada endurecida está uma estrutura amorfa ou micro-cristalina, chamada de camada Beilby, a qual é resultante de uma perturbação causada por operação mecânica. Acima da camada Beilby há uma camada de óxidos devido ao oxigênio disponível no ambiente e demais mecanismos de oxidação. A camada de gases adsorvidos ocupa a região mais externa e é

constituída de vapor d'água ou hidrocarbonetos provenientes do ambiente que condensaram e foram fisicamente ou quimicamente adsorvidos para a superfície.

A forma da superfície (ou topologia) depende do processo de fabricação, podendo ser laminação, extrusão, fundição, usinagem entre outros. A geometria da textura pode ser caracterizada pelo perfil de sua superfície através dos resultados das três diferentes componentes da textura superficial (rugosidade, ondulação e erro de forma) [52].

#### 4.3 Definição matemática do coeficiente de atrito

A observação microscópica da superfície plana de um metal revela que ela não é perfeitamente lisa, sendo constituída por inúmeros picos e vales que definem a sua rugosidade. Desse modo, o contato entre duas superfícies ocorre, na maioria das vezes, limitado aos picos mais elevados, ou asperezas, de cada uma das superfícies.

Quando duas superfícies estão em contato, sujeitas a uma carga normal  $P$  reduzida, por exemplo, no início de um processo de conformação mecânica, o contato se efetua ao nível das asperezas, ocasionando que a área real,  $A_r$ , seja inferior á área aparente,  $A_a$ , de contato entre superfícies (figura 6). Assim, a dimensão real de contato entre as duas asperezas estará diretamente relacionada com o valor da carga aplicada entre as duas superfícies, uma vez que a pressão que se desenvolve na magnitude das asperezas terá que assegurar o equilíbrio estático.

$$P = \sum_i p_r A_{ri} \quad (1)$$

A força tangencial,  $F$ , necessária para vencer o atrito entre as duas superfícies e, conseqüentemente promover o movimento relativo entre elas, pode ser expressa a partir da tensão real de cisalhamento puro (tensão friccional)  $\tau_r$ , que se desenvolve nas asperezas, conforme equação,

$$F = \sum_i \tau_r A_{ri} \quad (2)$$

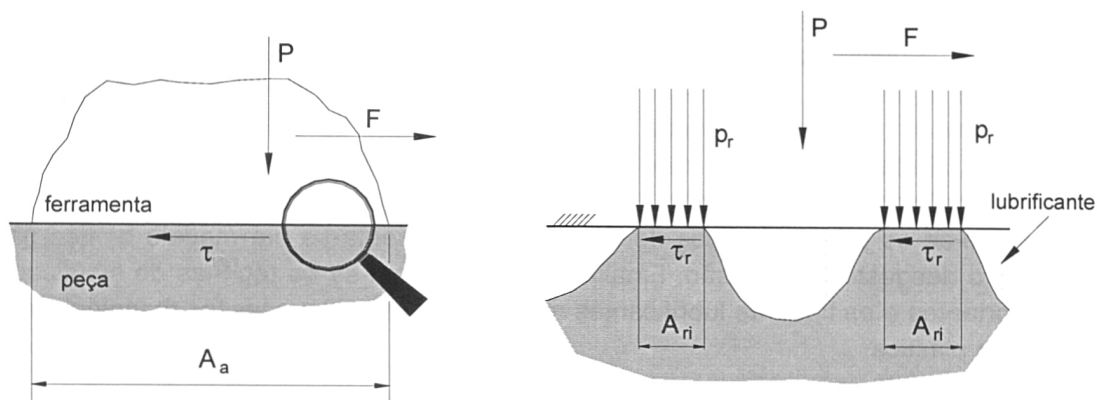


Figura 6 – representação esquemática do contato entre superfície da peça e da ferramenta para situações que o valor da pressão aplicada é baixo [7].

Com base nesses pressupostos, define-se o coeficiente de atrito,  $\mu$ , como sendo o quociente entre a força tangencial, equação (2), e a força normal, equação (1), aplicada entre as superfícies,

$$\mu = \frac{F}{P} = \frac{\sum_i \tau_r A_{r_i}}{\sum_i p_r A_{r_i}} = \frac{\tau_r}{p_r} = \mu_r \quad (3)$$

em que  $\mu_r$  é o coeficiente de atrito definido na aspereza.

Esta noção de coeficiente de atrito segue a teoria de Amontou – Coulomb sobre a mecânica de contato entre corpos sólidos e a partir dela foram desenvolvidos modelos de atrito para os processos de deformação plástica.

#### 4.4 Mecanismo de adesão entre duas superfícies

A adesão é de extrema importância em processos como soldagem por pressão a frio, soldagem por fricção e placagem de metais. Entretanto, é indesejável na interface peça-ferramenta nos processos de conformação mecânica, onde um dos requerimentos básicos para o material de uma ferramenta seja baixa adesão com o material da peça a ser conformada.

Quando deformadas plasticamente as asperezas da superfície metálica, promove-se a ligação entre as superfícies através das micro-soldaduras decorrentes do processo de deformação. A natureza dessa ligação é complexa, envolvendo interações de natureza atômica, podendo inclusive incluir fenômenos de



solubilidade e difusão. A resistência mecânica de tais ligações depende das propriedades físicas e mecânicas dos materiais em questão, da temperatura, da natureza e da espessura dos óxidos ou de outros contaminantes que eventualmente estejam presentes nas superfícies [47].

Na situação que o caso limite do contato se verificar entre duas superfícies rígido-perfeitamente-plásticas, completamente limpas, sem lubrificantes, óxidos ou outros agentes contaminantes, podem surgir mecanismos de adesão entre asperezas em contato e, nessas condições, o valor da tensão cisalhante real pode atingir o valor limite admissível de  $\tau_{r_{\max}} = k$ .

Fazendo a analogia entre a deformação plástica local de uma aspereza e a indentação, em condições de deformação plana (figura 6) é possível concluir, recorrendo a uma análise com linhas de escorregamento, que a pressão local necessária à deformação plástica vem dada por,

$$p_r = 3\sigma_o \quad (4)$$

em que  $\sigma_o$  é a tensão de escoamento do material [53].

As considerações anteriores constituem a base da teoria da adesão e permitem obter uma ordem de grandeza para o valor limite do coeficiente de atrito,  $\mu$ , que, dependendo do critério de plasticidade usado, será dado por [12],

$$\mu_{adesão} = \frac{\tau_{r_{\max}}}{p_r} \cong \frac{k}{3\sigma_o} = \frac{1}{6} \cong 0,17 \quad \text{Tresca} \quad (5)$$

$$\mu_{adesão} = \frac{\tau_{r_{\max}}}{p_r} \cong \frac{k}{3\sigma_o} = \frac{1}{3\sqrt{3}} \cong 0,19 \quad \text{von Mises} \quad (6)$$

O mecanismo de deformação plástica das asperezas ilustrado na figura 7 pressupõe que cada aspereza se deforma plasticamente de um modo isolado, sem que exista qualquer tipo de interação entre duas asperezas adjacentes. A solução de linhas de escorregamento utilizada para explicar esse mecanismo de deformação plástica reflete diretamente as características de individualidade de cada aspereza [47].

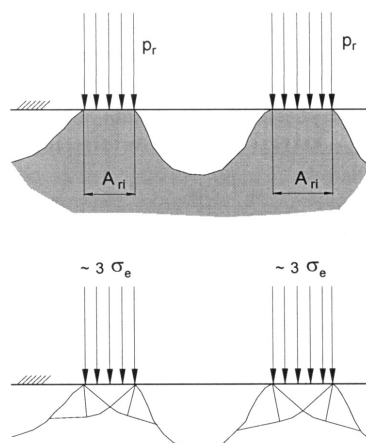


Figura 7 – Deformação plástica das asperezas e o respectivo campo de linhas de escorregamento [7].

À medida que a pressão aplicada vai aumentando tem início fenômenos de interação entre asperezas adjacentes, os quais se traduzem no alargamento da região em deformação plástica. Este mecanismo pode ser analisado através de uma solução de linhas de escorregamento estendida ao material localizado na faixa imediatamente adjacente às asperezas, conforme figura 7.

Quando a deformação plástica se estende ao material localizado numa faixa infinitesimal, imediatamente adjacente às asperezas, a movimentação relativa entre as duas superfícies em contato começa a ocorrer no interior desta faixa de deslizamento e do lado do material que possui menor resistência mecânica. O estado de tensão no interior da faixa de deslizamento será de compressão, podendo, nestas condições, a estimativa do valor limite admissível do coeficiente de atrito em condições de adesão, obtido pelas equações (5) e (6), ser corrigida, em função do critério de plasticidade que se usar, da forma a seguir indicada,

$$\mu_{adesão} = \frac{\tau_{r_{max}}}{p_r} \cong \frac{k}{\sigma_o} = \frac{1}{2} = 0,5 \quad \text{Tresca} \quad (7)$$

$$\mu_{adesão} = \frac{\tau_{r_{max}}}{p_r} \cong \frac{k}{3\sigma_o} = \frac{1}{\sqrt{3}} = 0,577 \quad \text{von Misses} \quad (8)$$

Convém referir que os valores calculados para o coeficiente de atrito em condições de adesão devem ser encarados como valores extremos, que apenas se verificam sob os pressupostos de natureza teórica anteriormente mencionados (seções 4.1-3).

## 4.5 Regimes de lubrificação

A característica mais importante da lubrificação na conformação de metais é a possibilidade de associá-la a um dado processo em função dos diferentes regimes de lubrificação. Em cada regime, diferentes fatores físico-químicos controlam a lubrificação. Diferentes regimes podem ocorrer como resultado de pequenas mudanças nas propriedades do lubrificante e do material de trabalho, velocidade, temperatura, geometria ou rugosidade superficial. Além disso, diversos regimes podem coexistir em diferentes localizações na interface peça-ferramenta ou se sucederem em certa região na medida em que o processo ocorre [54].

Os quatro regimes envolvidos são descritos a seguir e ilustrados na figura 8.

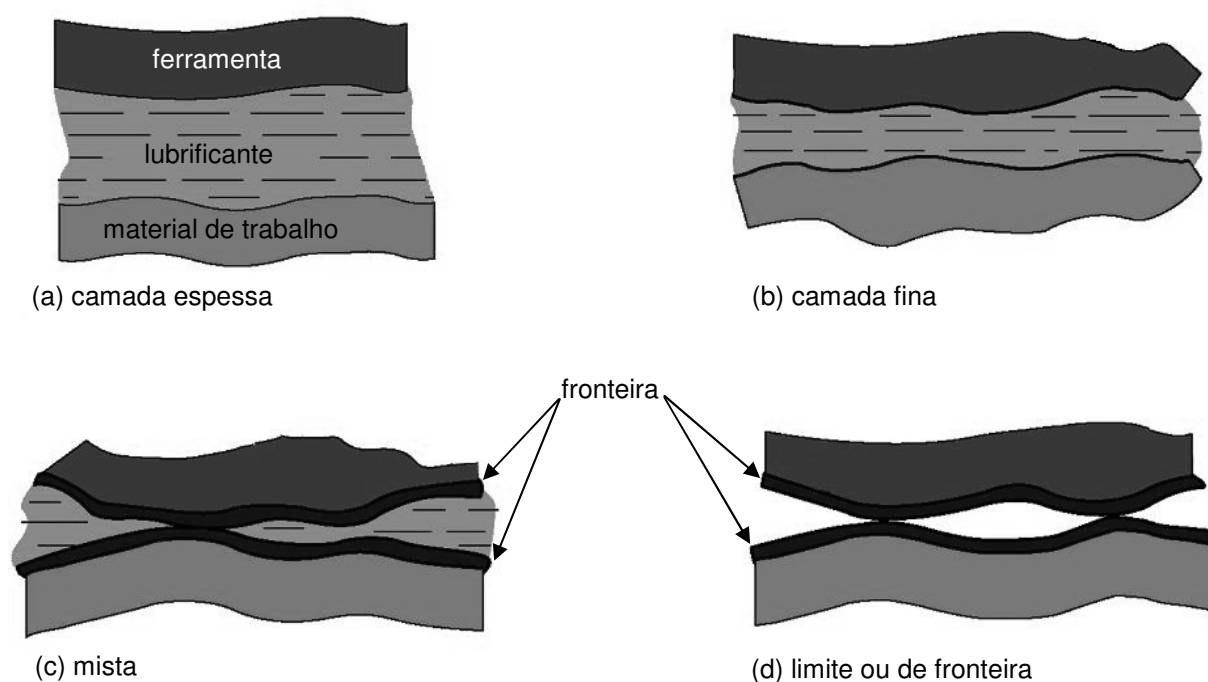


Figura 8 – Tipos de lubrificação: (a) hidrodinâmica – camada espessa, (b) hidrodinâmica – camada fina, (c) mista e (d) limite ou de fronteira.

### 4.5.1 Lubrificação fluida ou hidrodinâmica

Este regime de lubrificação é caracterizado pela presença de fluidos viscosos e pela formação de uma película suficientemente espessa, com uma ordem de grandeza, cerca de dez vezes superior à rugosidade das superfícies, de modo a

eliminar totalmente o contato entre ambas. No regime de camada espessa, o atrito é decidido pelas propriedades físicas do lubrificante de acordo com as condições da interface. A carga normal aplicada no contato das duas superfícies é suportada em sua totalidade pelo filme de lubrificante, pelo qual o desgaste é quase eliminado, sendo o coeficiente de atrito bastante reduzido ( $\mu \leq 0,05$ ) e determinado pela viscosidade do lubrificante. O eventual desgaste que venha a ocorrer será devido à corrosão ou erosão por cavitação ou por partículas sólidas disseminadas no lubrificante. Esse tipo de lubrificação é pouco freqüente em processos de conformação mecânica, restringindo-se a casos de extrusão hidrostática e estampagem hidrodinâmica (figura 9).

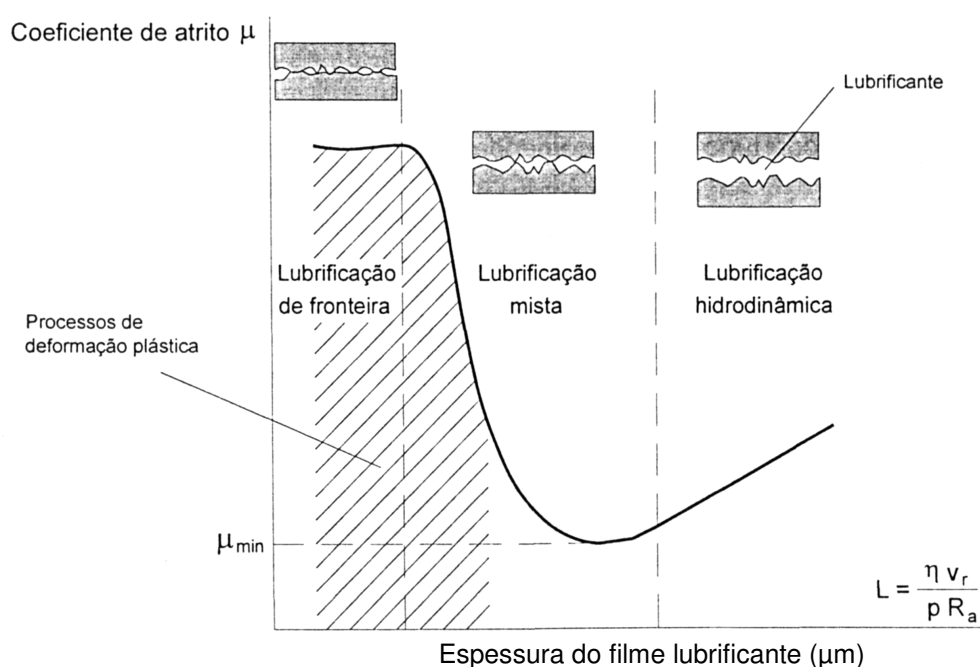


Figura 9 – Curva de Stribeck evidenciando o regime de transição entre a lubrificação hidrodinâmica e a lubrificação de fronteira. A maioria dos processos de deformação plástica possui regimes de lubrificação situados no interior da região hachurada [7].

#### 4.5.2 Lubrificação fronteira

Este regime de lubrificação caracteriza-se quando existem zonas com um filme de espessura molecular separando as superfícies e zonas onde há contato das rugosidades. Dependendo da espessura e da resistência relativa da película de lubrificante, o desgaste pode ser mais ou menos acentuado, e o valor do coeficiente de atrito maior ou menor, podendo variar entre  $0,1 \leq \mu \leq 0,4$ .

Essa situação é estreitamente correlacionada com os lubrificantes orgânicos ou os de extrema pressão (EP). Os lubrificantes de origem orgânica (óleos minerais e vegetais, gorduras e sabões) atacam instantaneamente o material ou óxidos das superfícies, originando uma película protetora estável. Porém são pouco estáveis a temperaturas elevadas (não recomendados para temperaturas superiores a 200-300° C) e muito sensíveis a velocidade de deslizamento relativo e à pressão de contato entre as duas superfícies.

Os lubrificantes de extrema pressão (EP) foram precisamente desenvolvidos para ultrapassar os problemas decorrentes da falta de eficiência dos lubrificantes orgânicos em regimes de elevadas pressões e temperaturas. Contêm compostos de enxofre, cloro e fósforo numa base de, por exemplo, óleo mineral e estão preparados para reagir quimicamente com as superfícies dos metais a elevadas temperaturas, formando substâncias ou compostos que as protegem e que se caracterizam por terem uma baixa resistência a esforços cisalhantes. Atualmente não é bem conhecida a dependência da tensão de corte dos filmes formados com relação a pressão, entretanto, o comportamento destes filmes organometálicos se assemelha muito ao do bissulfeto de molibdênio ( $MoS_2$ ) [7].

#### **4.5.3 Lubrificação através de película sólida**

O mecanismo de lubrificação é caracterizado pela separação completa das duas superfícies através de uma película sólida com baixa resistência aos esforços de corte, decorrentes do movimento relativo entre as duas superfícies. Os principais lubrificantes correlacionados a este mecanismo de lubrificação são as massas a base de grafite ou de bissulfeto de molibdênio ( $MoS_2$ ) e certos tipos de materiais poliméricos, dos quais se destacam o teflon e o polietileno.

Ainda relacionado com os regimes de lubrificação discutidos, convém salientar que nem sempre se consegue garantir uma boa aderência do lubrificante à superfície das peças a lubrificar, ainda mais em condições extremas de pressão e de velocidade. Os processos de conformação a frio são particularmente sensíveis a esse tipo de problema devido as elevadas tensões normais e de corte que neles se desenvolvem.

Para minimizar essas dificuldades é aconselhável um procedimento mais complexo de lubrificação, o qual se inicia pela remoção prévia de gordura da superfície da peça, seguindo-se com um ataque ácido na superfície com a deposição de um substrato de conversão, antes da lubrificação propriamente dita. No caso da lubrificação por sabão, geralmente usada em operações a frio, o ataque por ácido visa tornar a superfície mais rugosa e esponjosa, para facilitar a deposição do substrato de conversão (por exemplo, fosfato de zinco, muito utilizado para aços carbono e de baixa liga). A presença do substrato aumenta consideravelmente a aderência do lubrificante, na medida em que se formam reações químicas entre ambos [7].

#### 4.6 A influência da pressão de contato no coeficiente de atrito

O contato entre duas superfícies é geralmente efetuado na presença de lubrificantes, que reduzem o atrito entre as superfícies e conduzem a pressões aplicadas menores, bem como agentes de separação entre as superfícies, reduzindo e evitando as micro-soldaduras locais e, conseqüentemente, a adesão e o desgaste daí decorrentes, como é, por exemplo, o desgaste por adesão.

Outro aspecto importante ligado a ação dos lubrificantes diz respeito aos efeitos associados à pressão hidrostática que se desenvolve nos fluidos, conseqüência do aprisionamento de lubrificante em bolsas que se formam ao longo das superfícies. A compreensão deste fenômeno é fundamental para se poder entender a dependência que existe entre o coeficiente de atrito e a pressão normal de contato.

Em linhas gerais, pode afirmar-se que o aumento da carga e o conseqüente aumento da pressão de contato,  $p$ , conduzem a um aumento da área real de contato  $A_r$ , na ligação das asperezas e simultaneamente da pressão real de contato,  $p_r$ , levando a que o coeficiente de atrito,  $\mu$ , permaneça constante, sendo por isso, independente da pressão de contato. Esta situação está ilustrada na parte inicial do gráfico da figura 10, onde se mostra a variação da tensão de corte devida ao atrito, com a pressão normal de contato.

Continuando a análise do gráfico da figura 10, verifica-se que à medida que a pressão normal aumenta, as áreas reais de contato começam a expandir e a interagirem entre si, dando origem a pequenas bolsas de lubrificante espalhadas por toda a superfície. O lubrificante aprisionado nestas bolsas gera uma pressão hidrostática média,  $q$ , que auxilia a suportar parte da carga aplicada entre as duas superfícies. Desprezando as tensões de cisalhamento que se desenvolvem nas bolsas de lubrificante, pode reescrever-se a equação (1), de modo a incluir a parcela correspondente à contribuição do lubrificante.

$$P = \sum_i p_r A_{ri} + \sum_i q A_{hi} \quad (9)$$

em que  $A_{hi}$  corresponde à área de cada bolsa individual de lubrificante.

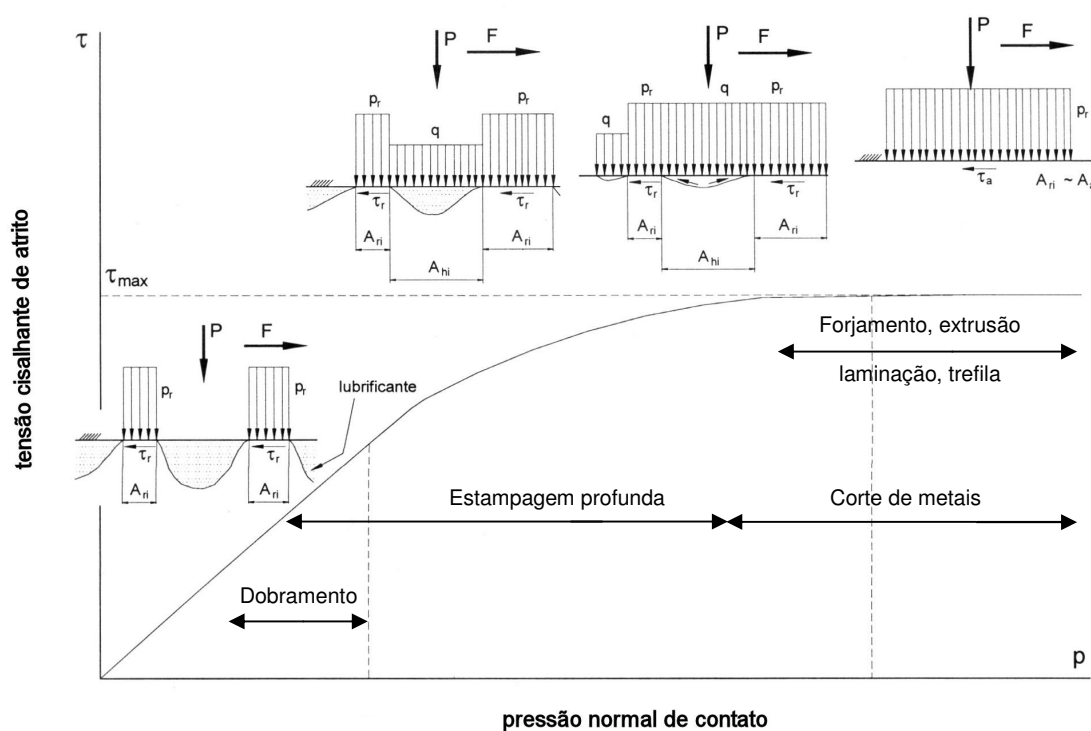


Figura 10 – Representação da variação da tensão de cisalhamento devido ao atrito com a pressão normal de contato. Nota-se que a tensão de cisalhamento tende a um valor máximo, à medida que as áreas de contato real e aparente se aproximam [3].

Nestas condições, desprezando as tensões de corte nas bolsas de lubrificante e admitindo que a pressão desenvolvida no interior das bolsas é da mesma ordem de grandeza em todas elas, pode-se estimar um novo valor para o coeficiente de atrito,

$$\mu = \frac{F}{P} = \frac{\sum_i \tau_r A_{ri}}{\sum_i p_r A_{ri} + \sum_i q A_{hi}} = \frac{\tau_r A_r}{p_r A_r + q A_h} = \frac{\mu_r}{1 + \frac{q A_h}{p_r A_r}} < \mu_r \quad (10)$$

O valor do coeficiente de atrito dado pela equação 11.9 é inferior àquele que tinha sido determinado anteriormente ( $\mu_r$ ) com a equação (3), o que permite explicar a razão pela qual a curva que relaciona a tensão de cisalhamento com a tensão normal diminuiu de inclinação na região contígua a zona linear (figura 10)

O aumento de pressão normal de contato promove não só o alargamento das áreas reais de contato, como conduz a que um maior número de bolsas de lubrificante passem a ter um papel ativo no processo. Este mecanismo de alteração da área real de contato é naturalmente acompanhado com a elevação da pressão hidrostática no interior das bolsas para níveis próximos dos da pressão real de contato entre asperezas,  $q \cong p_r$ . Estas são ainda condições que conduzem à diminuição do coeficiente de atrito,  $\mu$ , não só porque a área total associada às bolsas lubrificantes vai aumentando (pois o número de bolsas que intervêm no processo é cada vez maior), como ainda porque a pressão aí desenvolvida vai crescendo até atingir a pressão das asperezas.

Quando essa condição se estender à totalidade das bolsas de lubrificantes existentes sobre a superfície,  $A_h = A_a - A_r$ , a equação (10) passa a ser escrita do seguinte modo:

$$\mu = \frac{\mu_r}{1 + \frac{q A_h}{p_r A_r}} \cong \frac{\mu_r}{1 + \frac{p_r}{p_r} \left( \frac{A_a}{A_r} - 1 \right)} = \frac{A_r}{A_a} \mu_r \quad (11)$$

Quando a pressão hidrostática no interior das bolsas de lubrificante atingir um valor equivalente ao da pressão real de contato das asperezas, criam-se condições para que a zona de contato entre as asperezas se torna permeável; ou, por outras palavras, o lubrificante aprisionado no interior das bolsas escapa-se para a zona de contato entre as asperezas, dando origem a um filme que irá encobrir a totalidade destas superfícies. Este mecanismo acentua, ainda mais, o decréscimo do coeficiente de atrito, podendo quantificar-se este fenômeno introduzindo um coeficiente na equação anterior:



$$\mu = \alpha \frac{A_r}{A_a} \mu_r \quad \alpha < 1 \quad (12)$$

em que,  $\alpha \approx 0,7$ .

Quando a pressão normal for muito elevada, a área real de contato tenderá para a área aparente, especialmente no caso de materiais dúcteis isentos de contaminantes ou de fluidos retidos na superfície. Atingida a área máxima de contato, a tensão de corte devida ao atrito estabiliza e adquire um valor constante. Este fato permite concluir que na gama de pressões de contato elevadas o coeficiente de atrito,  $\mu$ , é pouco ou nada dependente da pressão normal aplicada [3].

#### 4.7 Modelos de atrito para processos de deformação plástica

Em um processo real de conformação mecânica, o atrito depende de vários parâmetros tais como material das ferramentas e da peça, rugosidade superficial e reatividade, temperatura, pressão de contato e velocidade de deslizamento. A seguir são apresentados modelos por simples princípios e leis do atrito para processos de conformação mecânica.

##### 4.7.1 Modelo de Amonton-Coulomb

A lei de Amonton é um importante modelo de atrito que pode ser matematicamente expresso como segue:

$$\tau = \mu \cdot p \quad (13)$$

onde  $\tau$  é a tensão cisalhante de atrito (fricção),  $\mu$  o coeficiente de atrito e  $p$  a pressão normal na interface. Esta lei é válida para contatos elásticos bem como para processos de conformação com baixas pressões de interface, isto é,  $p/\sigma_o < 1,5$  onde  $\sigma_o$  é a tensão de escoamento do material a ser conformado [55]. Ao se trabalhar com deformação plástica,  $\mu$  fica restrito ao intervalo  $0 < \mu \leq 1/\sqrt{3}$ , pois para o valor máximo ou condição de atrito por aderência,  $\tau$  se iguala à tensão de

escoamento em cisalhamento puro  $k$ . Analisando-se pelo critério de escoamento de von Misses se obtém o valor limite para  $\mu$ :

$$\mu = \frac{\tau}{p} = \frac{k}{\sigma_o} = \frac{\sigma_o / \sqrt{3}}{\sigma_o} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cong 0,577 \quad (14)$$

Como pode ser visto na equação (4.13) acima,  $\mu$  decresce com o aumento da tensão normal  $p$ , o que não corresponde à realidade física dos processos de conformação mecânica [5]. O coeficiente  $\mu$  é determinado qualitativamente através de ensaios experimentais que reproduzam as condições de estudo (temperatura, materiais, acabamento superficial da ferramenta, tipo de lubrificação etc).

#### 4.7.2 Modelo do fator de atrito interfacial

Este modelo considera a tensão cisalhante de atrito como uma fração da tensão limite de escoamento em cisalhamento:

$$m = \frac{\tau}{k} \quad (15)$$

onde  $m$  é o fator de atrito cisalhante correspondente ao intervalo  $0 < m \leq 1$ , uma vez que para o atrito máximo ou de aderência temos  $\tau = k$ . Aplicando-se o critério de von Misses:

$$m = \frac{\tau \cdot \sqrt{3}}{\sigma_o} \quad (16)$$

Analisando-se  $\mu$  e  $m$  obtém-se a seguinte correlação:

$$\mu = \frac{m \cdot \sigma_o}{\sqrt{3} \cdot p} \quad (17)$$

Pela equação (17), observa-se que o fator  $m$  independe da tensão normal  $p$ , sendo desse modo mais adequado para descrever o atrito sob condições de deformação plástica presentes nos processos de conformação mecânica de metais. Conforme Fereshteh-Saniee [55], este modelo é útil para situações de elevada pressão normal,  $p / \sigma_o > 4$ . Assim como o coeficiente de atrito  $\mu$ , o fator  $m$  também é obtido qualitativamente por ensaios experimentais.

### 4.7.3 O modelo geral de atrito

Os modelos apresentados anteriormente (seções 4.7.1 e 4.7.2) apresentam carências distintas quanto a avaliação do atrito. O modelo de Amonton consegue descrever com boa fidelidade o atrito somente em casos de baixa pressão de contato enquanto que o modelo de Coulomb o faz apenas para elevadas pressões de contato. Wanheim e Bay [56] propuseram um modelo geral de atrito incluindo as duas leis mencionadas anteriormente. Esse modelo é apresentado pela seguinte relação:

$$\tau = f \cdot \alpha \cdot k \quad (18)$$

Na equação (18),  $\alpha$  é a razão entre as áreas de contato real e aparente e  $f$  o fator de atrito, que corresponde ao intervalo  $0 < f \leq 1$ . Na prática,  $f$  é determinado experimentalmente e o termo  $\alpha$  é obtido através de expressões analíticas desenvolvidas por Gerner [57] do modelo de Wanheim – Bay de atrito [53] [56] [58]. Esse modelo assume que o atrito é linearmente proporcional a tensão normal em condições de baixa pressão normal  $\frac{p}{\sigma_o} < 1,5$ , mas tendendo a um valor constante em situação de elevada pressão normal  $\frac{p}{\sigma_o} > 3$ .

### 4.7.4 Modelo de Levanov para o atrito

A equação (17) representa o modelo de atrito proposto por Levanov [59] e investigado por Hallström [60]:

$$\frac{\tau}{k} = f \cdot \left[ 1 - \exp\left(-1,25 \cdot \left(\frac{p}{\sigma_o}\right)\right)\right] \quad (19)$$

Esse modelo é um caso especial de um modelo geral mais empírico, apresentado por Stephenson [61], com correspondência ao modelo geral de atrito proposto por Bay [53], Wanheim e Bay [56]. Ambos os modelos tratam de forças de atrito não-lineares e são baseados na relação de áreas de contato real e aparente.

A figura 11 apresenta o comparativo esquemático entre os modelos de atrito de Amonton – Coulomb, fator de atrito interfacial, fator geral de atrito (Wanheim – Bay) e fator de atrito de Levanov, para diferentes relações da tensão adimensional de atrito  $\tau/k$  em função de pressão normal adimensional  $p/\sigma_o$ .

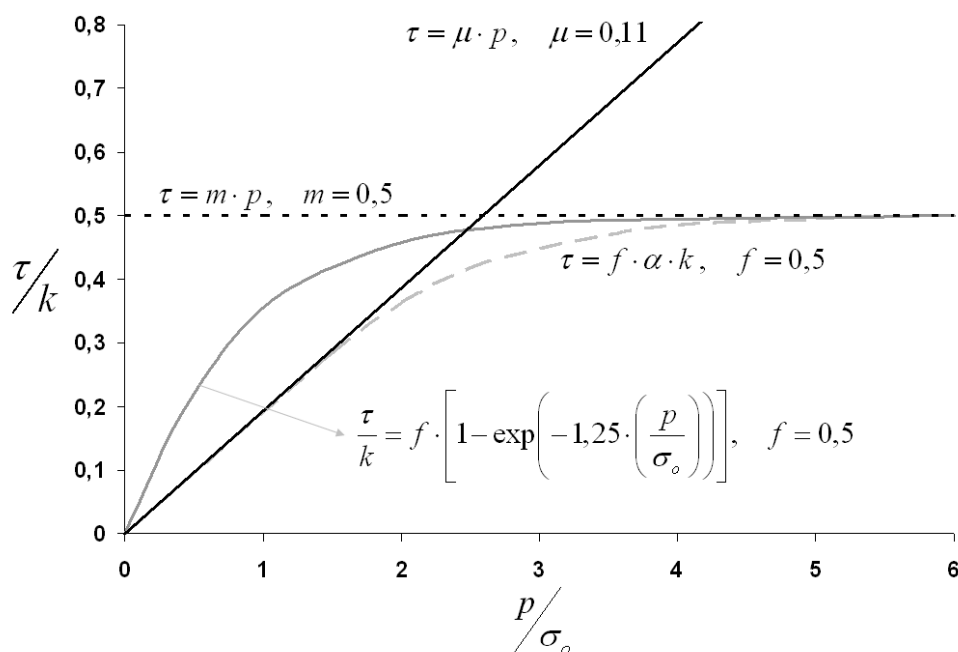


Figura 11 - variação da tensão de atrito adimensionalizada em função da pressão normal adimensionalizada para quatro diferentes modelos de atrito. Adaptado de [55] [56] [60].

Pela figura 11, fica evidente as carências de  $m$  para situações de baixa pressão e de  $\mu$  em situações de alta pressão: a tensão de atrito  $\tau$  é superestimada. Entretanto, o modelo geral de atrito apresentado por Wanheim – Bay consegue representar o atrito, tangendo  $m$  e  $\mu$  nas faixas que melhor descrevem a relação  $\tau/k$  em função de  $p/\sigma_o$ . Já o modelo de proposto por Levanov difere do modelo de Waheim – Bay por superestimar o atrito para situações de baixa pressão normal, isto é,  $p/\sigma_o < 1,5$ .

#### 4.8 Fatores que influenciam no atrito

Diversos fatores influenciam no atrito, podendo interagir de maneira complexa. A seguir, alguns dos fatores até agora investigados.

##### 4.8.1 Viscosidade do lubrificante e velocidade de deformação do processo

Estes dois parâmetros atuam conjuntamente, pois a medida que o fator  $\dot{\phi} \cdot \eta$  varia pode-se atingir a condição de lubrificação de contorno, mista ou hidrodinâmica.

O escoamento dos lubrificantes líquidos para fora da interface peça-ferramenta durante a deformação causa o rompimento do filme e conseqüente aumento do atrito. A tendência ao escoamento é inversamente proporcional ao fator  $V \cdot \eta$  (velocidade x viscosidade) e os valores adequados, de  $V \cdot \eta$  e de atrito que são especificados para as exigências de cada processo em particular, podem ser determinados por teste de simulação do atrito [62]. Já os lubrificantes sólidos, assim como as condições secas, não apresentam esta sensibilidade ao fator  $\dot{\phi} \cdot \eta$ .

Wilson [63] aborda o fator velocidade com relação aos aditivos de extrema pressão (E.P.), que tem sua principal atuação na condição de lubrificação de contorno, cujos mecanismos de lubrificação são baseados em reações químicas. Existe, então, um limite de velocidade para que estas disponham do tempo necessário para se processarem. A velocidade limite é estimada em torno de 500 mm/s, mas ainda se faz necessário um estudo mais aprofundado sobre este aspecto.

Recentemente, Nakamura et al [64] demonstrou que o regime de velocidade exerce grande influência no atrito, ao comparar o processo de dupla extrusão de uma caneca, para mesma condição de lubrificação, realizado em prensa hidráulica de velocidade constante e em uma prensa mecânica. A figura 12 os resultados para os diferentes tipos de prensas utilizados por Nakamura et al, onde é possível observar a influência da velocidade de conformação em função do fluxo de material para este processo de dupla extrusão. Observa-se a acentuada diferença de fluxo de material em função da prensa utilizada.

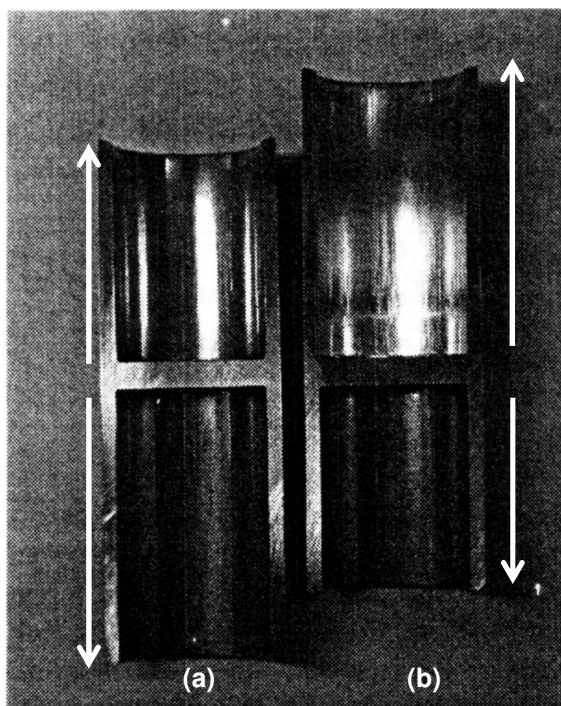


Figura 12 – Princípio do ensaio de dupla extrusão. Influência da velocidade do punção com relação ao fluxo de material: (a) prensa hidráulica  $V = 3$  mm/s e (b) prensa mecânica  $V = 80$  mm/s.

#### 4.8.2 Temperatura

A temperatura determina a formação de óxidos, os quais têm comportamento particular para cada material e faixa de temperatura, apresentando diferentes propriedades mecânicas e de adsorção, e conseqüentemente, diferentes condições de atrito. Male [65], apresenta resultados de estudos, sob condições secas, para diversos materiais onde é possível observar a variação do atrito como função da temperatura. Sugere ainda, que o aumento ou decréscimo do atrito é devido, respectivamente, ao aumento ou ao decréscimo da tensão de cisalhamento do óxido como função da temperatura.

A temperatura também apresenta influência sobre as propriedades dos lubrificantes a base de grafite, principalmente pelos seus efeitos na viscosidade e na taxa de oxidação [66] [67] [68].

### 4.8.3 Rugosidade

Uma premissa básica para a teoria de atrito é que superfícies aparentemente planas não são tão lisas quando vistas em escalas microscópicas. As superfícies metálicas são geralmente ásperas, e suas asperezas representam a rugosidade da superfície dos metais. A matéria prima do forjado, as ferramentas e matrizes são caracterizadas pela rugosidade superficial. Enquanto todas as asperezas são aplainadas, a rugosidade superficial tem influência nas propriedades de atrito dessas superfícies, especialmente no início dos processos de conformação mecânica.

Durante o processo de conformação as asperezas se acoplam uma a outra, e com isso há a ocorrência de um pequeno deslizamento entre peça e ferramenta. No início do processo, como a ferramenta está em contato apenas com os picos das asperezas, as propriedades do atrito dependem da distribuição dessas asperezas, na altura e sua deformação durante o processo. Conforme ocorre o aplainamento, a área de contato com a ferramenta aumenta, o que leva a alterar as condições de atrito.

Sahin et al [69] investigou o efeito da rugosidade superficial nas propriedades do atrito sob condições secas (ausência de lubrificação). Seus resultados demonstraram que para os aços e ligas de alumínio estudados, o coeficiente de atrito depende da rugosidade superficial, onde as superfícies mais ásperas apresentaram menores coeficientes de atrito. Tal constatação é devido à diminuição da área total de contato dos corpos de prova e depende do processo de usinagem realizado nos mesmos.

### 4.8.4 Deformação

Sob condições secas o comportamento do atrito como função do material é característico de cada material, podendo manter-se constante, crescer ou decrescer. Male [65] não constatou variação do atrito nos ensaios de compressão do anel a seco e para temperatura ambiente com espécimes de alumínio para diferentes velocidades e níveis de deformação. Entretanto, quando utilizado parafina como lubrificante, o atrito cresceu conforme a velocidade e o nível de deformação

aplicado, evidenciando que a influência da deformação no atrito, sob condições de superfícies lubrificadas, é distinta conforme o tipo de lubrificação:

- a) lubrificantes líquidos: a medida que a deformação cresce o lubrificante tende a escoar para fora da interface peça-ferramenta e o atrito pode aumentar se as condições de viscosidade e velocidade forem propícias;
- b) lubrificantes sólidos: para este tipo de lubrificante o atrito tende a manter-se constante, a menos que a deformação seja tal que o filme torne-se muito fino e rompa-se, ou que a pressão seja superior àquela suportada pelo lubrificante.

#### 4.8.5 Outros

As propriedades dos lubrificantes e aditivos empregados, suas concentrações, processos de aplicação, pressões, propriedades mecânicas e físico-químicas das superfícies de contato também são fatores determinantes do atrito resultante na interface peça-ferramenta.

Com relação à rugosidade superficial, Sahin et al [69] também investigou o seu efeito superficial nas propriedades do atrito para diferentes materiais sob condições secas, obtendo comportamento inverso para latão com relação as ligas de aço e alumínio estudadas. Para o latão os corpos de prova com menor rugosidade superficial apresentaram maiores coeficientes de atrito, ficando claro que existe uma correlação entre rugosidade e o tipo de material na influência do atrito.

Tan [70] e Tan et al [71] realizou estudos do atrito para geometrias alternativas ao ensaio de compressão do anel e a diferentes pressões normais com a liga AA6068 para condição de recozida e encruada, constatando que o atrito é dependente da taxa de encruamento do material.

Dubar et al [72] realizou um estudo comparando revestimentos de TiN PVD e CVD em ferramenta para forjamento a frio, onde a ferramenta revestida por CVD apresentou melhores resultados com relação a atrito e vida útil.

Rao [73] realizou um estudo do desempenho do ácido bórico com diversos lubrificantes convencionais para processos de conformação mecânica para a liga



AA6061 e cobre puro comercial, e seus testes indicaram que os lubrificantes a base de ácido bórico apresentaram rendimento superior para processos de estampagem.

#### 4.9 Tipos de lubrificantes

Conforme se induz diante das informações apresentadas, é difícil apontar lubrificantes que satisfaçam todos os requisitos exigidos para uma dada operação, até porque as funções e atributos que lhes são exigidos constituem um conjunto exigente de especificações. A seguir, apresentam-se os principais lubrificantes usados em processos de conformação mecânica, segundo classificação sugerida por Schey [3]:

a) óleos minerais

Derivados do petróleo, introduzem na superfície uma oleosidade característica, proporcionando regimes de lubrificação do tipo de fronteira. Quando puros, a sua utilização é limitada, sendo geralmente melhoradas as propriedades com a introdução de aditivos.

b) Óleos naturais, massas e derivados

De origem animal, vegetal e marinha, foram sem dúvida os primeiros lubrificantes a ser usados. Os óleos são líquidos enquanto que as massas são semi-sólidas e seus derivados incluem ceras, ácidos graxos e sabões, todos eles usados na conformação de metais.

c) Fluidos sintéticos

Têm sido desenvolvidos em grande variedade para utilização nos processos de conformação mecânica. Alguns apresentam características semelhantes aos óleos naturais, enquanto que outros não tem os equivalentes naturais, mas incluem aditivos que os tornam estáveis a elevadas temperaturas e compostos de silício, permitindo ao lubrificante trabalhar em regimes hidrodinâmicos.

d) Lubrificantes compostos

Os lubrificantes mais comuns desta categoria são os óleos minerais melhorados com aditivos: (i) aditivos para regime de lubrificação de

fronteira; óleos naturais, graxas e sabões, (ii) aditivos para regimes de extrema pressão (EP); compostos de fósforo, cloro e enxofre, (iii) aditivos sólidos como a grafite e o bissulfeto de molibdênio ( $\text{MoS}_2$ ), (iv) inibidores da oxidação e da corrosão, (v) agentes anti-espuma e (vi) agentes germicidas para prevenir o desenvolvimento de bactérias e outros organismos.

e) Lubrificantes aquosos

Embora seja a água um mau lubrificante, devido sua baixa viscosidade, pode ser usada como base para agregar substâncias com propriedades lubrificantes e, assim, poder combinar o seu excelente poder refrigerante com características lubrificantes. Estes fluidos lubrificantes classificam-se em: (i) emulsões ou suspensão de gotículas de óleo misturadas com água, (ii) fluidos ou substâncias químicas dissolvidas em água que adicionem as propriedades lubrificantes e (iii) fluidos semi químicos, que não são mais do que combinações de emulsões e fluidos químicos.

f) Revestimentos

Estes são produtos sólidos ou líquidos aplicados geralmente ao material de trabalho. Incluem: (i) revestimentos metálicos, por exemplo, zinco, chumbo e outros metais que permitam a formação de uma película resistente ao deslizamento, (ii) revestimento com polímeros, como o teflon e (iii) vidro, o qual é usado na lubrificação da extrusão a quente do aço.

#### 4.10 Características desejáveis dos lubrificantes para conformação mecânica

Apesar da grande diversidade de condições nas quais os lubrificantes devem funcionar, é possível realizar um método sistemático de seleção. A escolha final é, na maioria das vezes, um problema de compromisso, mas há alguns atributos geralmente desejáveis [47]:

a) Separação de ferramenta do material de trabalho

Esta separação é sempre desejável para redução do desgaste. Um filme contínuo não necessita apresentar espessura constante, mas deve proteger

até as asperezas. Caso partículas oriundas do desgaste sejam formadas, as mesmas não devem ser abrasivas.

b) Atrito controlado

O menor valor possível para  $\tau$  é desejável em diversas situações, mas um valor mínimo é necessário em processos que dependam de tração para assegurar o movimento do metal (como em processos de laminação) ou suporte (no caso do punção em processos de estampagem profunda ou ironing).

c) Prevenção de soldagem fria (solda por fricção)

Mesmo quando a continuidade do filme de baixa resistência à tensão de cisalhamento for perdida, deverá existir contaminação superficial suficiente para limitar a adesão entre ferramenta e o material de trabalho.

d) Controle do acabamento superficial

Podendo variar de uma superfície brilhante com alta reflexibilidade especular (como as produzidas pelas condições de lubrificação de filme muito fino ou de fronteira) para relativamente áspera (como resultado da formação de bolsas hidrodinâmicas). Em todas situações, o acabamento deve ser uniforme por toda superfície do material de trabalho.

e) Controle de temperatura superficial

No forjamento a quente, a retenção da temperatura do material de trabalho exige um lubrificante que atue como isolante térmico. Em contraste, para lubrificantes para trabalho a frio (e em alguns casos trabalho a quente), é desejável que atuem para esfriar as ferramentas de trabalho.

f) Reatividade com material de trabalho e/ou superfície da ferramenta

Alta reatividade é geralmente desejável, particularmente se as reações ocorrerem no material de trabalho durante sua passagem ao longo da zona de deformação. Se o material de trabalho for basicamente não reativo, o material da ferramenta deve apresentar filmes de proteção a tais reações. Qualquer dano aos filmes deve ser rapidamente reparado. O lubrificante deve ser não corrosivo para as ferramentas, equipamento ou produto acabado (peça).

g) Estabilidade controlada

O lubrificante deve manter suas propriedades durante estocagem e, se possível, durante o uso. Algumas alterações podem ocorrer, mas devem ser controladas.

h) Fácil aplicação e remoção

Resíduos podem ser nocivos ou possivelmente benéficos do ponto de vista de operações subseqüentes como recozimento, soldagem ou pintura.

i) Facilidade no manuseio, segurança e baixo custo

O lubrificante não deve causar irritação à pele, não conter substâncias tóxicas, muito menos gerar gases tóxicos e seu descarte não deve apresentar problemas. Finalmente, seu custo deve ser proporcional aos seus benefícios.

## **5 ENSAIOS TECNOLÓGICOS PARA DETERMINAÇÃO DO ATRITO NOS PROCESSOS DE FORJAMENTO**

A literatura dispõe de diversos modelos de atrito. Os modelos mencionados na seção 4.7 são os mais usuais nos processos de conformação mecânica.

Pode-se dizer que os novos modelos apresentam vantagem na análise do atrito ao considerarem as forças friccionais não lineares e deformações de asperezas que ocorrem durante o processo. Por exemplo, pesquisadores demonstraram que a utilização do modelo geral de atrito estima melhor o escoamento do material quando comparado com resultado obtido através do modelo de Amonton-Coulomb [58]. A mesma conclusão é obtida pelo modelo de Levanov, o qual é muito similar com o modelo geral de atrito. Mesmo sendo verificada experimentalmente a validade do modelo geral de atrito, sua aplicação em software de elementos finitos para conformação mecânica ainda é limitada. Estudos foram limitados em pequenos estágios de deformação e, desse modo, este modelo necessita ser verificado com outras operações de processo de conformação mecânica.

Tan [70] investigou as diferenças entre cinco diferentes modelos (incluindo Amonton – Coulomb, o fator de atrito interfacial, o modelo geral de atrito) em ensaios de compressão de cilindros de AA6082 para obtenção de curvas de calibração para o atrito, e demonstrou que, apesar de serem muito distintos, não existem diferenças entre os modelos e que os mesmos correspondem com a análise de elementos finitos.

A conclusão mais importante para os modelos de atrito é que existe grande dificuldade em estabelecer um modelo de atrito válido para todos os tipos de operações de conformação mecânica e em diferentes condições de processo. Com uma melhor compreensão e análise do atrito, será possível entender o escoamento do material, cargas internas de deformação mais precisas nas matrizes e a redução do número de processos de tentativa e erro para o projeto e fabricação de ferramentas.

A literatura dispõe de diversos ensaios para obtenção de curvas de calibração do atrito, entre os quais destacam-se: a compressão do anel [65], dupla extrusão [74], compressão e arraste de indentador [75] [76], ensaio alternativo para compressão do anel [77] [78] e a compressão de tubo cônico [28] [38] [79].

Na seção 5.1 a seguir, são apresentadas informações sobre o ensaio de compressão do anel, foco deste trabalho.

### 5.1 Ensaio de compressão do anel (Cockcroft-Male)

O ensaio de compressão do anel é um método experimental utilizado para a determinação das condições de atrito nos processos de conformação mecânica. Foi inicialmente proposto por Kunogi, em 1956, e então, desenvolvido por Male e Cockcroft entre 1964-65 [65]. O ensaio por si só propicia uma avaliação qualitativa, mas quando associado a modelos matemáticos, é possível ainda quantificar o atrito.

A técnica do teste do anel envolve uma simples operação de recalque em um corpo de prova em forma de anel. A variação de diâmetro para uma determinada variação na espessura é função do atrito interfacial. Se o atrito é zero o anel deforma-se como um disco sólido, com cada elemento fluindo radialmente para fora em uma taxa proporcional a sua distância ao centro. Quando existe atrito na interface a condição torna-se energeticamente favorável à existência de um raio neutro, que é a linha de divisão da região em que o material fluirá radialmente para fora e da outra que fluirá em sentido oposto. A magnitude do atrito irá determinar a localização do raio neutro e, portanto a variação do raio interno para uma dada deformação em espessura, sendo que o decréscimo do raio interno é mais acentuado quando o atrito é elevado (figura 13).

Realizando-se sucessivas deformações na altura para um dado material de trabalho e condições específicas de lubrificação, é possível obter curvas de calibração para o atrito. Cada geometria de anel tem seu conjunto específico de curvas de calibração. A geometria mais usual é a que respeita a proporção 6:3:2, onde o primeiro número denota o diâmetro externo; o segundo número o diâmetro interno, enquanto que o último denota a altura do anel.

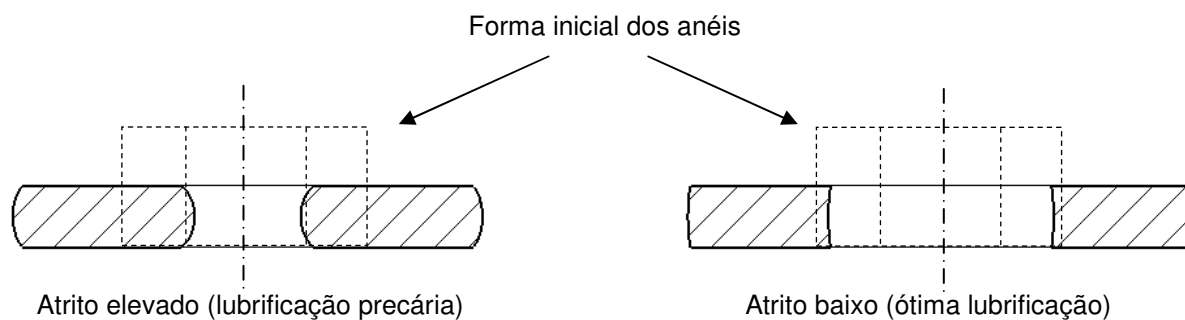


Figura 13 – Efeito da magnitude do atrito no escoamento do metal durante o ensaio de compressão do anel.

As dimensões do anel não são tão relevantes nos ensaios a temperatura ambiente. Entretanto, quando se faz necessário um maior controle de temperatura, recomenda-se utilizar anéis maiores para evitar as perdas térmicas.

A grande vantagem do teste do anel é não necessitar medições de força e, envolver grande escala de deformação do material de trabalho, conforme o caso prático no qual se faz o estudo. Este teste pode também ser usado para classificar diferentes tipos de lubrificantes para processos de forjamento.

Para facilitar a comparação de lubrificantes para um mesmo material, é de costume a construção do gráfico das curvas de calibração do atrito, feito com auxílio de cálculos teóricos do ensaio do anel para diferentes valores de atrito. Assim, a interpretação de resultados experimentais fica mais ampla e direta, sendo possível até perceber alterações no comportamento do lubrificante utilizado (figura 14).

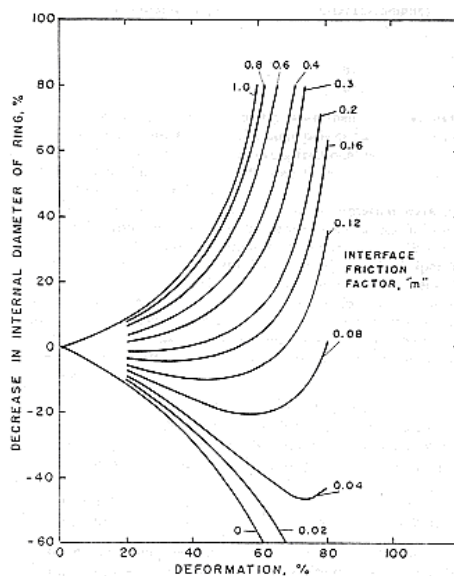


Figura 14 – Curvas de calibração do atrito para o teste do anel [80].

## 6 PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS PARA DETERMINAÇÃO DO ATRITO

Nessa seção serão descritos os procedimentos para os ensaios de compressão do anel para os seguintes tipos e estados de materiais:

- a) liga de alumínio AA6351 no estado bruto de laminação (encruado);
- b) liga de alumínio AA6351 recozido;
- c) aço baixa liga 16MnCr5 no estado bruto de laminação (encruado);
- d) aço baixa liga 16MnCr5 recozido;

A escolha destes materiais em diferentes estados visa uma análise qualitativa e quantitativa do atrito para diferentes condições tribológicas com auxílio de softwares de simulação Qform e MSC.Superforge. Ambos os softwares são amplamente usados na indústria e principais centros de pesquisa e desenvolvimento. O Qform é baseado na teoria de elementos finitos e utiliza o modelo de Levanov para o atrito ( $f$ ), enquanto que o MSC.Superforge é fundamentado nas teorias de volumes e elementos finitos, apresentando a possibilidade de trabalhar com os modelos de atrito de Amonton-Coulomb ( $\mu$ ) e do fator de atrito interfacial ( $m$ ).

### 6.1 CARACTERIZAÇÃO DOS MATERIAIS

Para efetuar a análise do atrito com relação a um material, sua curva de escoamento foi informada ao software de simulação de processos de forjamento. Por questão de otimização de recursos, as curvas de escoamento (figuras 15 e 16) para o aço baixa liga 16MnCr5 e para a liga de alumínio AA6351 nos estados recozido foram obtidas através da literatura [81] e tratadas matematicamente.

$$\sigma_{A,N} = 172\varepsilon^{0,18} \quad (20)$$

para AA6351 no estado recozido, e

$$\sigma_{S,N} = 804\varepsilon^{0,11} \quad (21)$$

para 16MnCr5 no estado recozido

As curvas de escoamento para o aço baixa liga 16MnCr5 e da liga de alumínio AA6351 nos estados encruado foram determinadas através do ensaio de



compressão, utilizando corpos de prova cilíndricos com 15 mm de altura e 10 mm de diâmetro. Os ensaios foram realizados em uma prensa hidráulica da marca EKA, com capacidade de 400 kN e velocidade de 10 mm/s. Foram realizados no total 3 ensaios para cada material. Os dados foram adquiridos com auxílio de célula de carga, equipamento de aquisição de dados Spyder8 e software Catman, estes últimos produzidos pela empresa HBM.

Após a aquisição de dados, as curvas foram tratadas matematicamente para utilização dos softwares de simulação mencionados na seção 8, sendo:

$$\sigma_{A,R} = 418\varepsilon^{0,11} \quad (22)$$

para AA6351 no estado encruado, e

$$\sigma_{S,R} = 960\varepsilon^{0,09} \quad (23)$$

para 16MnCr5 no estado encruado.

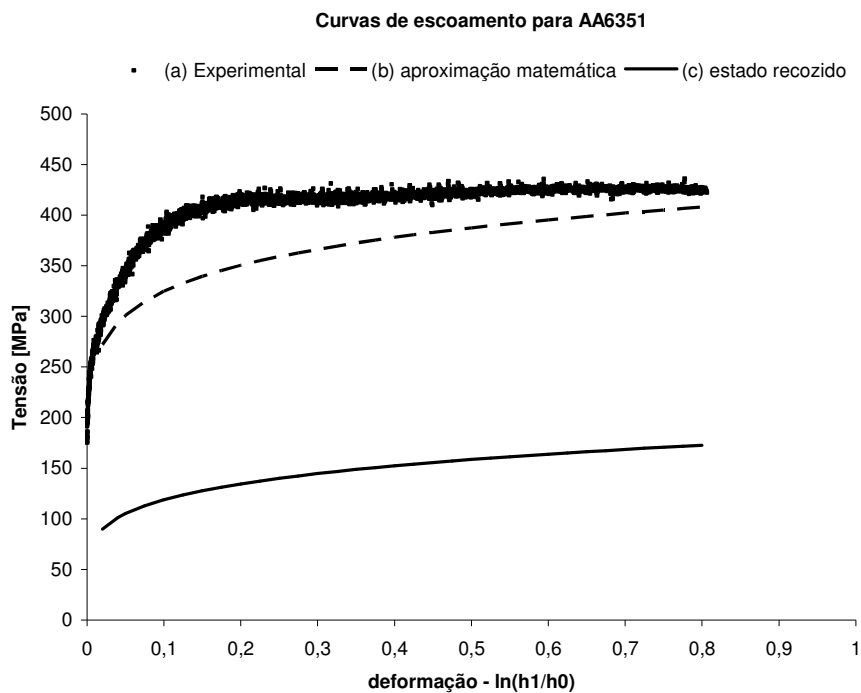


Figura 15 – Curvas de escoamento para liga de alumínio AA6351: em (a) resultado do experimento para condição encruada e (b) sua aproximação matemática. Em (c), aproximação matemática para o estado recozido [81].

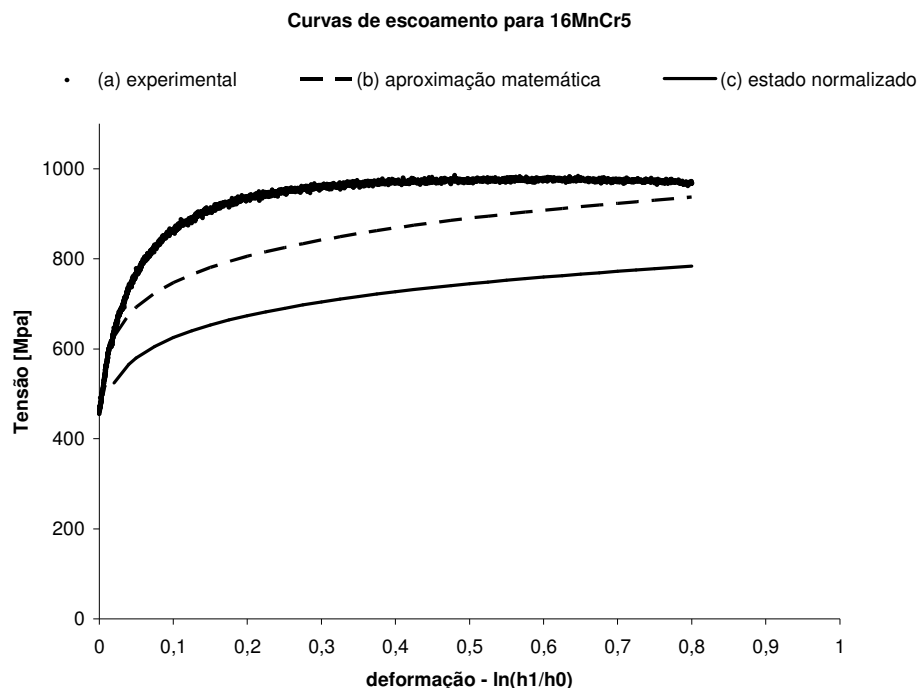


Figura 16 – Curvas de escoamento para aço baixa liga 16MnCr5: em (a) resultado do experimento para condição encruada e (b) sua aproximação matemática. Em (c), aproximação matemática para o estado normalizado [81].

Pelas equações 20-23 e figuras 15 e 16, nota-se que a forma de aproximação matemática utilizada para caracterização dos resultados experimentais das curvas de escoamento foi a equação da forma da potência. Apesar da diferença entre os resultados experimentais e suas respectivas aproximações matemáticas, a equação da forma da potência foi utilizada pelas seguintes razões:

- a) facilidade de elaboração e de implementação para os softwares utilizados neste estudo;
- b) heterogeneidade das curvas de escoamento;
- c) simplicidade do processo analisado (isotérmico e com baixa velocidade de conformação).

### 6.1.1 Corpos de prova

Os corpos de prova no estado recozido foram preparados seguindo mais próximo possível o tipo de processo que se deseja estudar, passando por todos os cuidados e etapas na qual a matéria prima é submetida nos processos industriais de

forjamento a frio (tratamento térmico, jateamento, lubrificação), com excessão dos corpos de prova de AA6351, os quais não sofreram apenas a operação de jateamento.

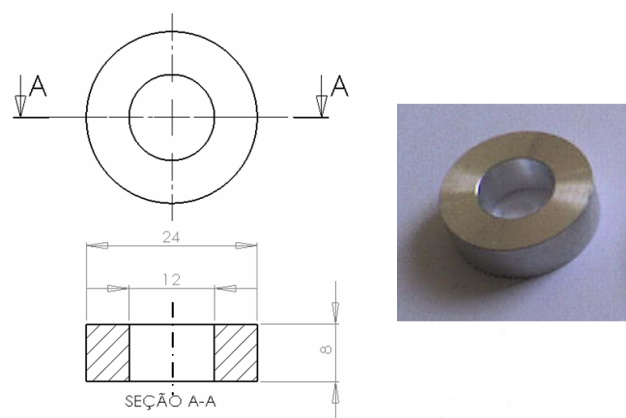


Figura 17 – Dimensões dos anéis utilizados nos experimentos (unidades em mm, tolerância:  $\pm 0,05$  mm).

A figura 17 apresenta as dimensões dos corpos de prova, com o diâmetro externo igual a 24 mm, o diâmetro interno de 12 mm e altura de 8 mm, respeitando a proporção 6:3:2. Cada corpo de prova teve suas dimensões iniciais registradas antes dos ensaios.

### 6.1.2 Ferramentas

Todas as ferramentas foram confeccionadas em aço ferramenta AISI M2, sendo temperado, com dureza superficial média de 60 HRC e rugosidade superficial média de  $3,5 \mu m$

### 6.2 Condições de lubrificação

Para a realização deste estudo foram consideradas as condições de lubrificação seca, lubrificação por adição de filme de fosfato de zinco + sabão (para 16MnCr5), lubrificação por adição de filme de estearato de zinco + sabão (para AA6351) e lubrificação por bissulfeto de molibdênio (30% de  $MoS_2$  dissolvido em

água). A figura 18 apresenta as condições de lubrificação aplicadas nos corpos de prova.

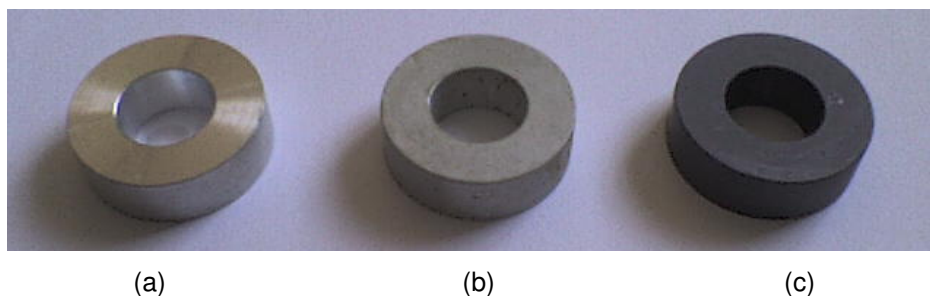


Figura 18 – Aspecto dos corpos de prova: (a) sem lubrificação, (b) adição de filme + sabão e (c) bissulfeto de molibdênio.

Para a lubrificação por bissulfeto de molibdênio foi utilizado o lubrificante Zwez - Dechelub MD® 30% de solução diluída em água. Esta solução foi aquecida e mantida entre 70 – 85 ° C e os corpos de prova, previamente limpos com álcool isopropílico, foram nela imersos por cerca de 1 minuto e então postos para secar a temperatura ambiente.

Os processos de lubrificação por adição de filmes + sabão objetivaram uma camada entre 15 e 20  $\mu\text{m}$ , passando pela seguinte seqüência:

- a) jateamento e/ou decapagem (ácido) por 15 minutos;
- b) lavagem em água corrente para remoção de resíduos ácidos e sais solúveis;
- c) aplicação do filme (fosfato ou estearato de zinco) entre 25° e 50° C por 20 minutos;
- d) Lavagem em água corrente para remoção de resíduos ácidos e sais solúveis;
- e) banho neutralizador, a temperatura ambiente, para condicionar a superfície das peças para a aplicação do sabão lubrificante;
- f) aplicação do sabão a temperatura de 70° C por 10 minutos;
- g) secagem das peças suspensas em ganchos para facilitar o escoamento do excesso de sabão.

Durante os banhos de lubrificação, todos os corpos sofreram agitação contínua para garantir tratamento homogêneo de toda sua superfície.

### 6.3 Prensa

A prensa utilizada para os ensaios foi do tipo hidráulica por acionamento mecânico, de velocidade aproximada de 0,1 mm/s, curso de 150 mm e capacidade de 1800 kN.

### 6.4 Medições

Após cada ensaio, a altura e o diâmetro interno de cada corpo de prova foi medido em 3 pontos e então, um valor médio foi obtido. As medições foram feitas com o auxílio de um paquímetro digital, com resolução de 0,01 mm.

### 6.5 Elaboração das curvas de calibração

As curvas de calibração foram elaboradas a partir de simulações de compressão do anel para os dois tipos de materiais, nos estados recozido e encruado. No software Qform, foram determinadas as curvas de calibração para o modelo de atrito de Levanov ( $f$ ). Já no software MSC.Superforge, foram determinadas as curvas de calibração em função dos modelos de atrito de Amonton-Coulomb ( $\mu$ ) e atrito interfacial ( $m$ ).

As simulações foram preparadas levando em consideração as curvas de escoamento apresentadas na seção 8.1 e a prensa hidráulica mencionada na seção 8.3. Em função da baixa velocidade da prensa utilizada e do processo, a simulação foi considerada 2D axi-simétrica e isotérmica, a temperatura de 25<sup>o</sup> C. Para cada software e estado de material, foram realizadas séries de simulações onde o atrito iniciou em zero, sofrendo incrementos de um em um décimo, até atingir seu limite (1 para  $m$  e  $f$ ; 0,57 para  $\mu$ ). Após, novas simulações foram realizadas conforme necessidade de detalhamento da caracterização do atrito, por processo iterativo até que uma boa convergência fosse obtida.

O registro de cada simulação de compressão do anel foi realizado em 9 instantes ao longo do curso da prensa medindo-se os valores para a altura e o

diâmetro interno, que foi estabelecido para aproximadamente 60% de redução da altura inicial do corpo de prova, resultando numa altura final próxima de 3,2mm.

## 7 RESULTADOS

Para facilitar a exposição dos resultados, bem como sua compreensão, este capítulo foi dividido em duas seções: 7.1 , que elucida experimentos com anéis do material AA63511 e 7.2, os com o material 16MnCr5.

### 7.1 Anéis de AA6351

Os corpos de prova para AA6351 no estado encruado para as condições de lubrificação a seco (sem lubrificante),  $MoS_2$  e por adição de filme de estearato de zinco + sabão são mostrados na figura 19.

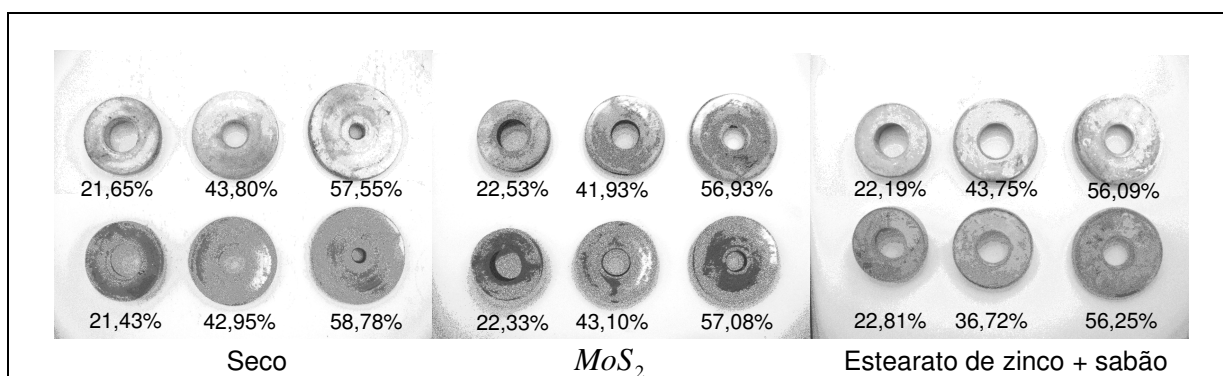


Figura 19 – corpos de prova de AA6351 no estado encruado em diferentes reduções de altura, para as condições de lubrificação a seco,  $MoS_2$ , estearato de zinco + sabão e suas respectivas reduções na altura.

A qualificação das condições de lubrificação aplicadas, bem como a quantificação do atrito para  $\mu$ ,  $m$  e  $f$ , são evidenciadas através das curvas de calibração para o atrito (figura 20). Houve dispersão na redução do diâmetro interno para uma redução próxima a 60% na altura, por conseqüência, uma divergência na tendência da curva de atrito. Observa-se a presença de vestígios de lubrificante na superfície dos anéis lubrificadas por  $MoS_2$  (camada escura em forma de anel) e estearato de zinco + sabão (camada esbranquiçada em forma de anel).

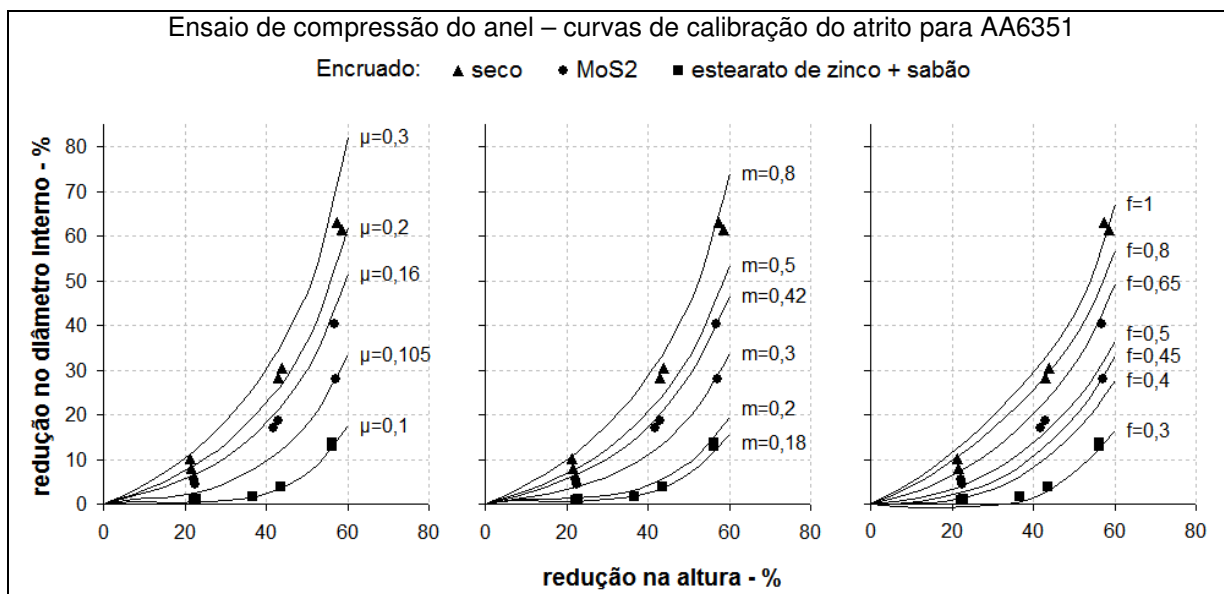


Figura 20 – Curvas de calibração do atrito para  $\mu$ ,  $m$  e  $f$ , através do ensaio de compressão do anel para AA6351 nas condições de lubrificação a seco,  $MoS_2$  e revestimento de estearato de zinco + sabão.

Outro fator analisado foi a força, calculada através das simulações numéricas, no instante da redução para 60% de compressão do anel em função do atrito. A figura 21 mostra a variação para esta força em função do atrito para  $\mu$ ,  $m$  e  $f$ .

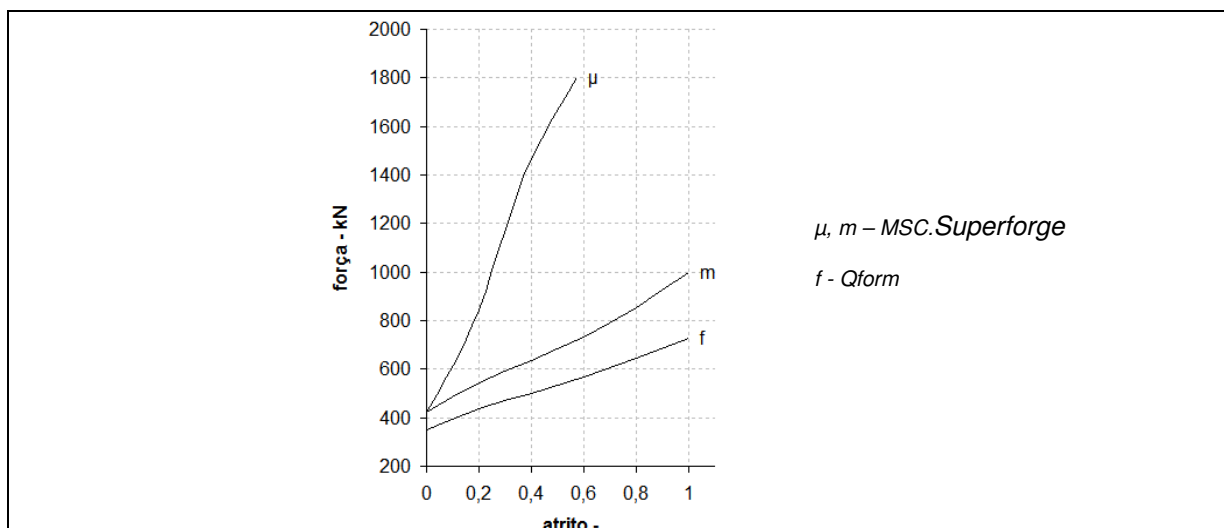


Figura 21 - Força calculada no instante da redução de 60% na altura no ensaio de compressão do anel para AA6351 no estado encruado em função do atrito para os modelos  $\mu$ ,  $m$  e  $f$ .

Os corpos de prova para a liga de alumínio AA6351 no estado recozido para as condições de lubrificação a seco e por  $MoS_2$  são demonstrados através da figura 22. Constata-se também para esta condição, a ocorrência de deformação elíptica do anel para redução na altura próxima a 60%, mais evidente na condição de ausência de lubrificante (a seco).

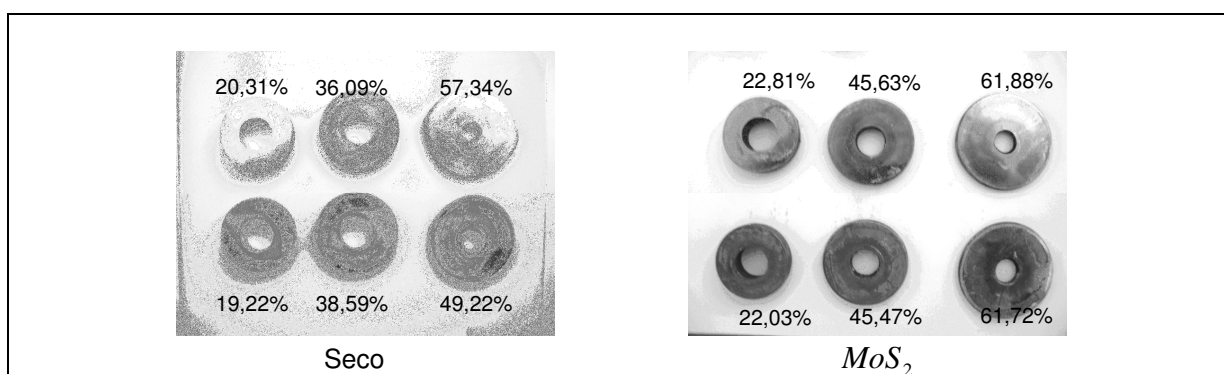


Figura 22 – corpos de prova de AA6351 no estado recozido em diferentes reduções de altura, para as condições de lubrificação a seco,  $MoS_2$  e suas respectivas reduções na altura.

A figura 23 apresenta as curvas de calibração do atrito para AA6351 no estado recozido, para as condições de lubrificação a seco e com  $MoS_2$ .

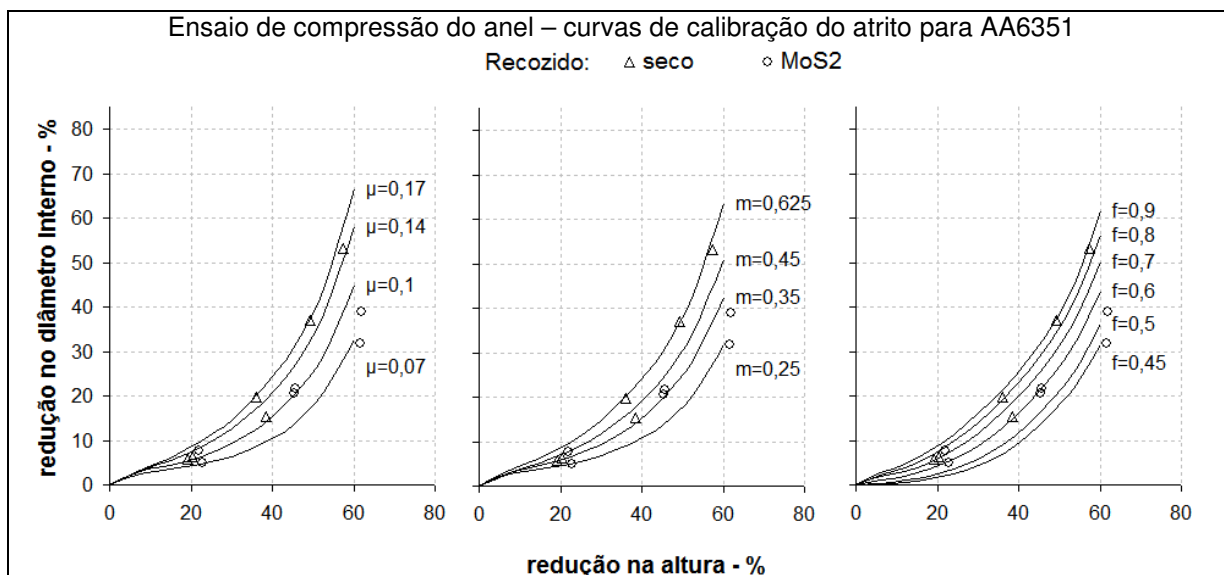


Figura 23 - Curvas de calibração do atrito para  $\mu$ ,  $m$  e  $f$ , através do ensaio de compressão do anel para AA6351 nas condições de lubrificação a seco e  $MoS_2$ .

Na figura 24, está representada a força no instante da redução para 60% de altura do anel em função do atrito para  $\mu$ ,  $m$  e  $f$ .



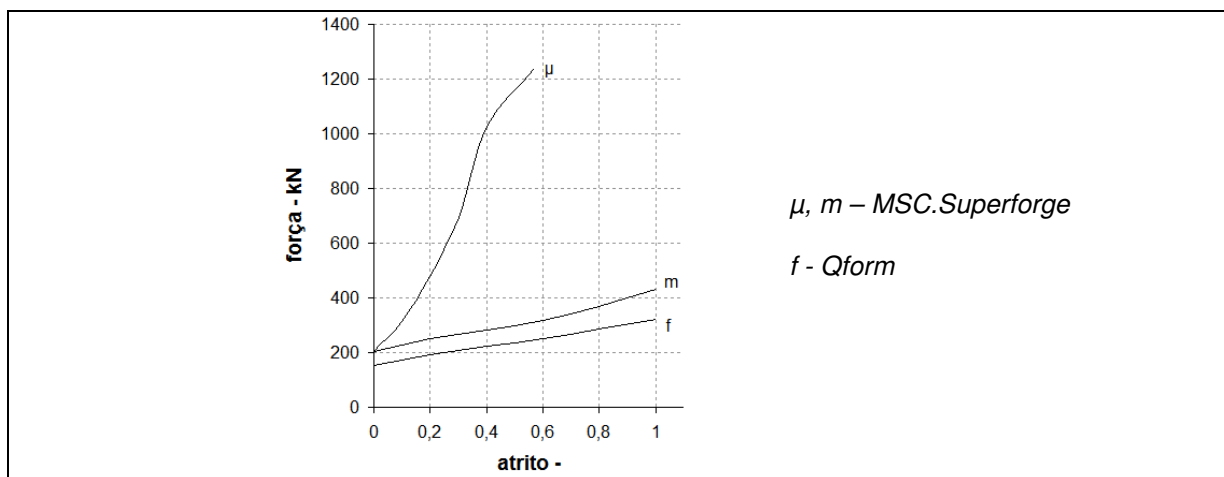


Figura 24 - Força calculada no instante da redução de 60% na altura no ensaio de compressão do anel para AA6351 no estado recozido em função do atrito para os modelos  $\mu$ ,  $m$  e  $f$ .

## 7.2 Anéis de 16MnCr5

Os corpos de prova para 16MnCr5 nos estados encruado e recozido para as condições de lubrificação a seco,  $MoS_2$  e por adição de filme de fosfato de zinco + sabão são mostrados na figura 25.

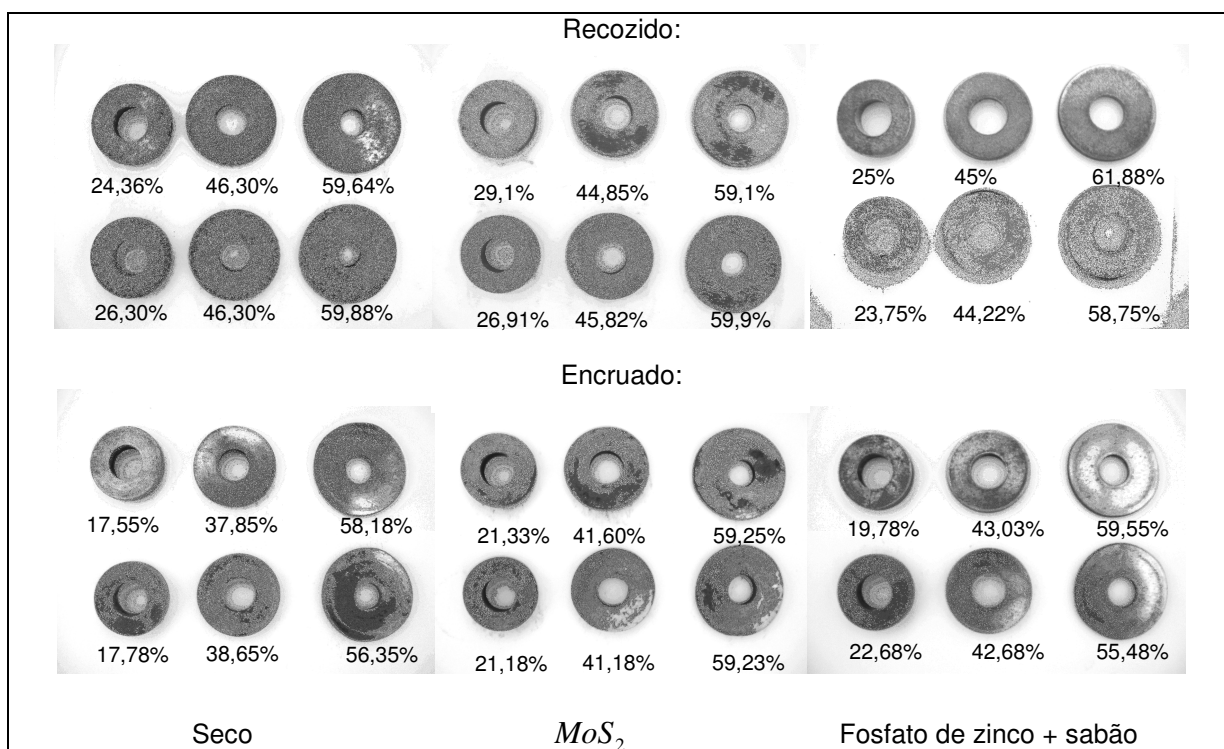


Figura 25 – corpos de prova de 16MnCr5 nos estado recozido e encruado em diferentes reduções de altura, para as condições de lubrificação a seco,  $MoS_2$ , fosfato de zinco + sabão e suas respectivas reduções na altura.

As curvas de calibração para o atrito, figura 26, mostram a qualificação, bem como a quantificação das condições de lubrificação empregadas para os modelos de atrito  $\mu$ ,  $m$  e  $f$ . Da mesma forma que o alumínio, houve dispersão na redução do diâmetro interno para uma redução próxima a 60% na altura, porém em menor escala.

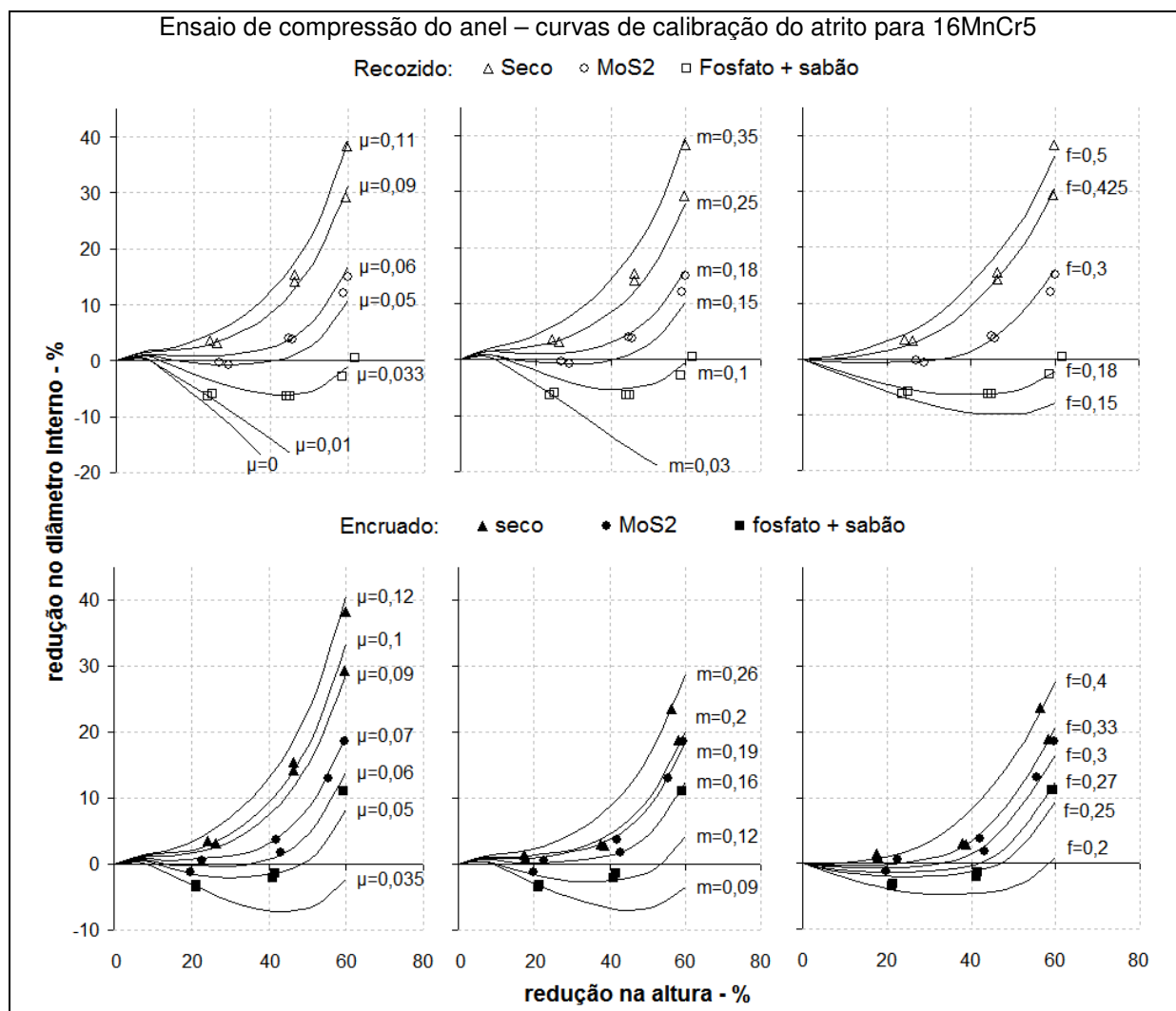


Figura 26 - Curvas de calibração do atrito para  $\mu$ ,  $m$  e  $f$ , através do ensaio de compressão do anel para 16MnCr5 nas condições de lubrificação à seco, MoS<sub>2</sub> e adição de filme por fosfato de zinco + sabão.

A força no instante da redução para 60% de compressão do anel em função do atrito é apresentada na figura 27, para o aço baixa liga 16MnCr5 nos dois estados estudados.

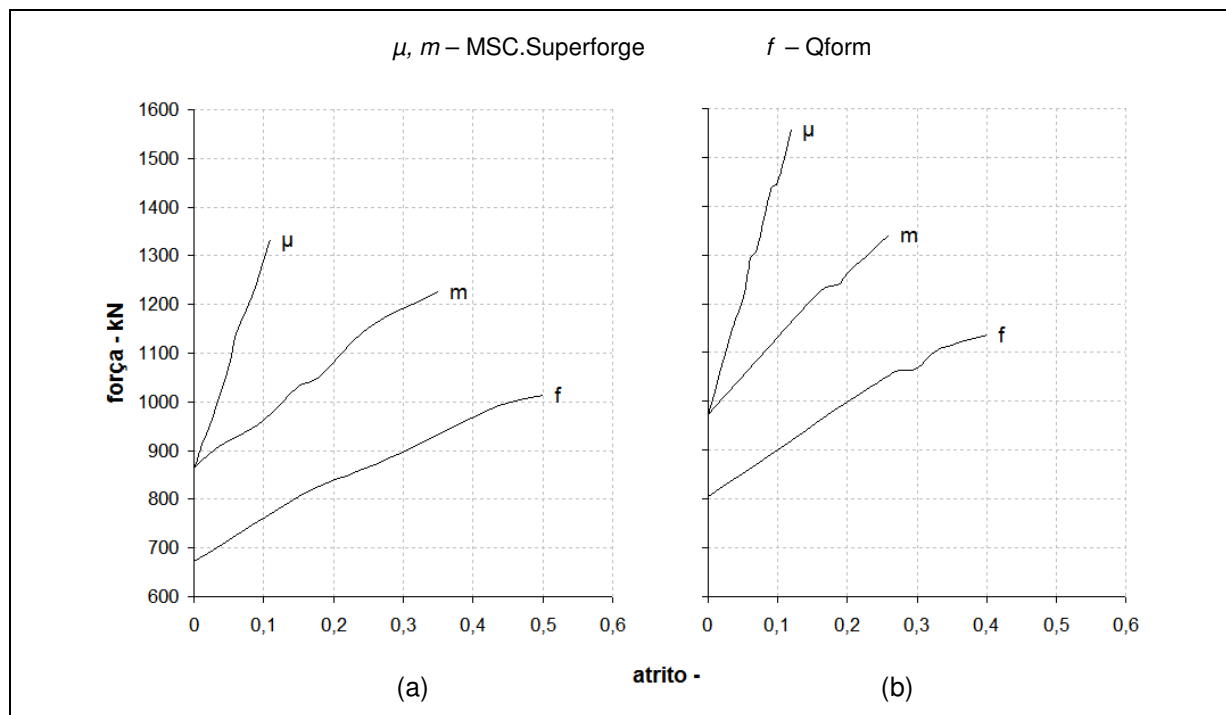


Figura 27 – Força calculada no instante da redução para 60% na altura no ensaio de compressão do anel para 16MnCr5 em função do atrito para os modelos  $\mu$ ,  $m$  e  $f$ . Em (a) para o estado recozido e em (b) para o estado laminado.

## 8 ANÁLISE DOS RESULTADOS

Observou-se boa correlação entre os resultados experimentais e as curvas teóricas de calibração do atrito para as condições de lubrificação, material e os modelos matemáticos utilizados. Também ficou evidente que as condições de lubrificação, bem como a curva de escoamento (neste caso o estado do material), influenciam o atrito. As próximas seções apresentam detalhamento de como as variáveis acima se comportaram.

### 8.1 Lubrificação

As condições de lubrificação desempenharam um comportamento bem distinto e coerente [70] [71] [73]. Para o material 16MnCr5, observou-se que a adição de filme de fosfato de zinco + sabão apresentou menor valor para o atrito, seguido pelo  $MoS_2$  e a condição seca, respectivamente. Já para a liga de alumínio AA6351 na condição encruada, a adição de estearato de zinco + sabão obteve menor valor para o atrito, sendo seguida pelas condições de lubrificação por  $MoS_2$  e a seco. De fato, ao analisar detalhadamente os corpos de prova após as reduções de altura (figuras 19, 22 e 25), observa-se que o sabão ainda se faz presente em grande parte da superfície de contato da geometria do anel, diferente dos corpos de prova lubrificados por  $MoS_2$ . A tabela 2 apresenta os valores de atrito encontrados para as condições investigadas.

Analisando os dados da tabela 2 em conjunto com as figuras 19 à 27, pode-se concluir que o atrito não apresenta um comportamento constante durante o processo de compressão, indicando que há alteração das condições tribológicas durante o processo. As evidências de vestígios de lubrificantes nos corpos de prova após as reduções de altura, bem como a dispersão dos resultados do atrito para reduções de altura superiores a 40%, são fortes indícios para alterações das condições na interface peça-ferramenta

Tabela 2 – Resultados quantitativos do atrito para os experimentos realizados

Material	Seca	Condições de lubrificação		
		$MoS_2$	Fosfato de Zinco + sabão	Estearato de Zinco+sabão
AA6351 Encruado	$0,2 \leq \mu < 0,3$ $0,5 \leq m < 0,8$ $0,65 \leq f \leq 1$	$0,105 \leq \mu < 0,16$ $0,3 \leq m \leq 0,42$ $0,45 \leq f \leq 0,65$	- - -	$\mu \approx 0,1$ $0,18 \leq m \leq 0,2$ $0,3 \leq f \leq 0,4$
AA6351 Re cozido	$0,14 \leq \mu < 0,17$ $0,35 \leq m \leq 0,625$ $0,7 \leq f \leq 0,9$	$0,07 \leq \mu < 0,14$ $0,25 \leq m \leq 0,45$ $0,45 \leq f \leq 0,8$	- - -	- - -
16MnCr5 Encruado	$0,09 \leq \mu < 0,12$ $0,19 \leq m \leq 0,26$ $0,33 \leq f \leq 0,41$	$0,06 \leq \mu < 0,07$ $0,12 \leq m \leq 0,2$ $0,27 \leq f \leq 0,33$	$0,035 \leq \mu < 0,06$ $0,09 \leq m \leq 0,16$ $0,2 \leq f \leq 0,27$	- - -
16MnCr5 Re cozido	$0,09 \leq \mu < 0,11$ $0,25 \leq m \leq 0,35$ $0,42 \leq f \leq 0,5$	$0,05 \leq \mu < 0,06$ $0,15 \leq m \leq 0,18$ $f \approx 0,3$	$0,01 \leq \mu < 0,03$ $0,03 \leq m \leq 0,1$ $f \approx 0,18$	- - -

## 8.2 Material

Para os anéis de AA6351, as figuras 19 e 22 demonstram visualmente a influência da lubrificação, bem como do estado de material, na variação do diâmetro interno em função da redução de altura. As curvas teóricas de calibração para o atrito, figuras 20 e 23, evidenciam a clara distinção do atrito para as condições de lubrificação e estado do material, onde o estado recozido apresentou valor de atrito significativamente inferior.

Os anéis de 16MnCr5, figura 25, apresentaram comportamento similar aos anéis de AA6351, porém, resultando em diferentes valores para o atrito. Na figura 26 observa-se a correlação teórico-experimental através das curvas de calibração, onde é possível notar o desempenho das condições de lubrificação em função dos estados recozido e encruado. Diferentemente do alumínio, os anéis de 16MnCr5 no estado encruado apresentaram lubrificação superior quando comparado ao seu estado recozido nas condições de lubrificação por  $MoS_2$  e adição de filme de fosfato de zinco + sabão. Entretanto, a condição de lubrificação a seco desempenhou contrariamente, isto é, o material encruado apresentou atrito superior.

Em geral, os resultados teórico-experimentais contribuíram para a compreensão do atrito, evidenciando que as condições de lubrificação e o estado do material interagem de uma maneira ainda não esclarecida, como foi constatado para

os anéis de 16MnCr5, onde comportamentos opostos foram verificados para o atrito no que tange o estado do material. Uma explicação para este comportamento pode estar na associação de variáveis, tais como, condições de lubrificação e, estado e rugosidade superficial do material [69].

Com relação ao grau de encruamento do material para o ensaio de compressão do anel, o comportamento do atrito está coerente com os dados de literatura [70] [71], onde é evidenciada a influência da liga de alumínio AA6082 para os estados recozido e encruado no atrito (figuras 28 e 29), demonstrando resultados qualitativos do atrito semelhantes para as condições de lubrificação a seco e por  $MoS_2$  apresentadas no presente estudo.

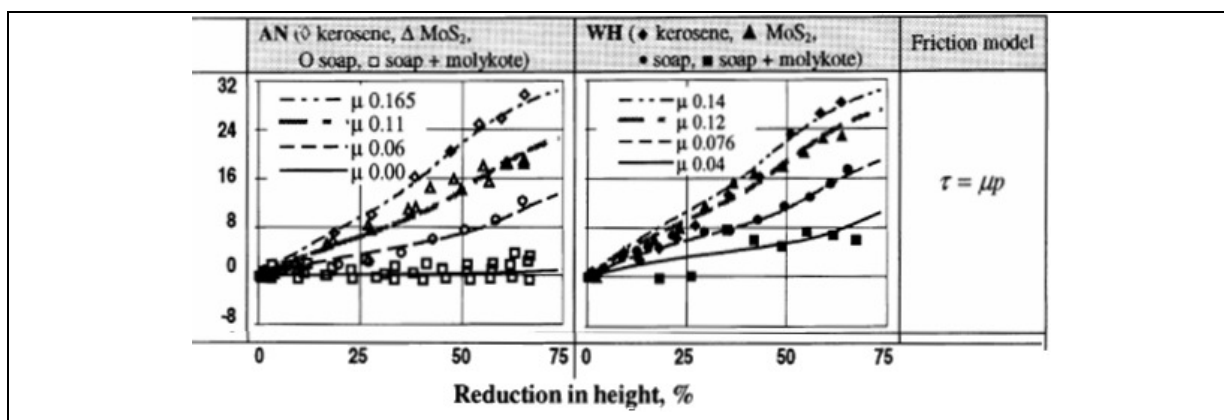


Figura 28 – Influência do estado do material recozido (NA - *annealed*) e encruado (WH - *workhardened*) para AA6082 nas condições de lubrificação por  $MoS_2$  e sabão (*soap*) obtido por Tan [70].

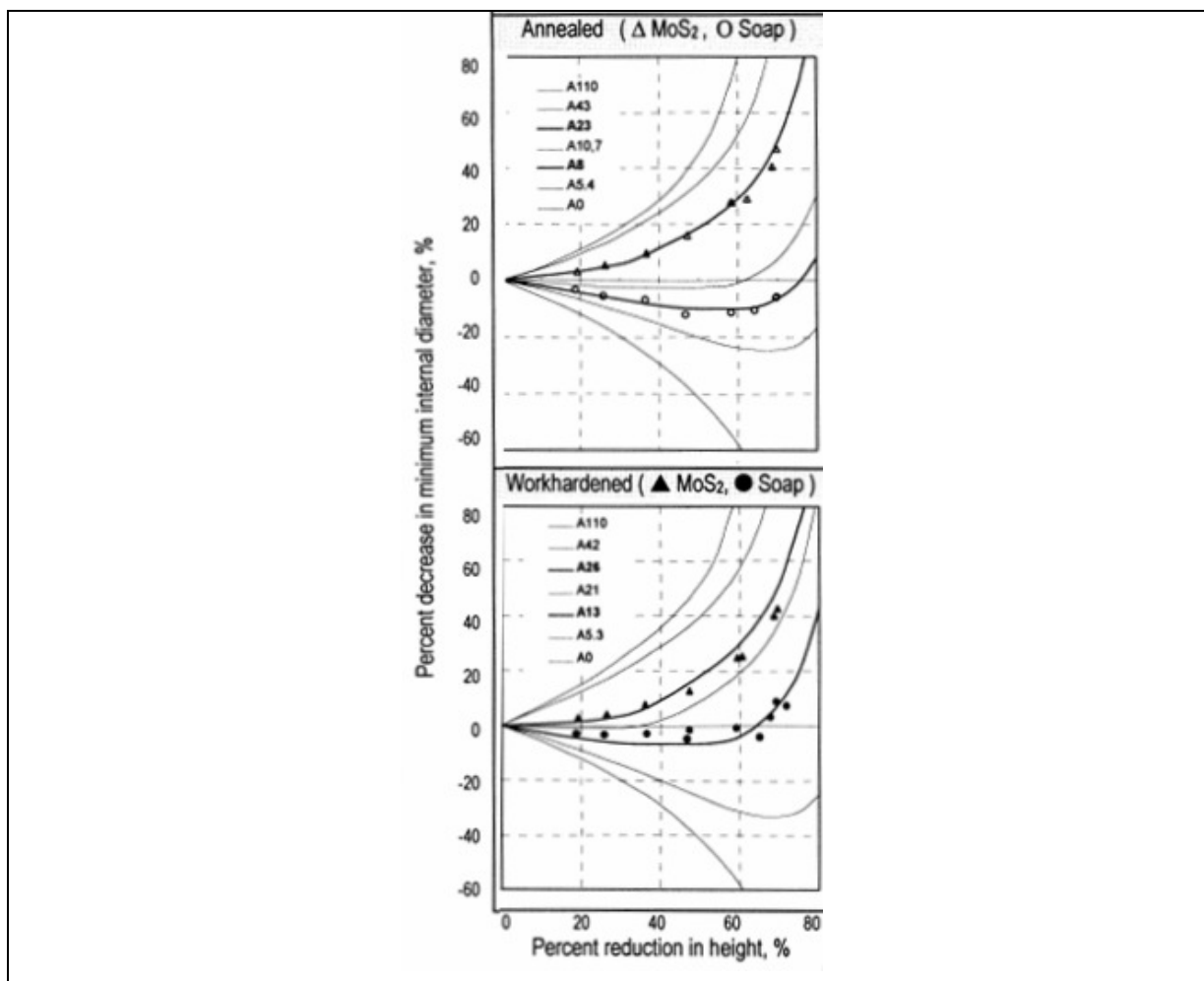


Figura 29 – Influência do estado do material recozido (*annealed*) e encruado (*workhardened*) para AA6082 nas condições de lubrificação por  $MoS_2$  e sabão (*soap*) obtido por Tan et al [71].

### 8.3 Modelos de atrito

A precisão dos resultados de uma simulação numérica depende da qualidade do software utilizado, bem como dos dados de entrada. Dentre estes dados, o atrito e a curva de escoamento são os que apresentam maior influência nos resultados, pois a partir destes são determinadas as solicitações de cargas, tensões normais nas ferramentas, além de influenciar no fluxo do material.

Apesar da padronização dos dados de entrada, os modelos de atrito investigados neste trabalho não podem ser comparados diretamente entre si devido aos diferentes sistemas utilizados. Entretanto, é possível realizar uma comparação

direta entre os modelos de atrito de Amonton-Coulomb ( $\mu$ ) e do atrito interfacial ( $m$ ) por estarem implementados no mesmo software, MSC.Superforge.

Os resultados obtidos para  $\mu$  e  $m$  apresentaram boa correlação teórico-experimental. Observou-se certa dispersão dos resultados, a qual variou conforme o tipo de material, sua condição de lubrificação e o grau de redução na altura do anel. Tal variação dos resultados experimentais pode ser explicada devido ao aumento de carga necessário para redução do anel, o qual acarreta em um aumento de pressão na interface, provocando alteração no regime de lubrificação. Além disso, como demonstrado experimentalmente, há evidências que interações do estado do material com sua rugosidade superficial contribuem de certa maneira no atrito. Isto pode ser observado para o 16MnCr5, onde a condição de lubrificação por  $MoS_2$  apresentou menor variação quantitativa para o atrito; já as condições de lubrificação seca e por fosfato de zinco + sabão apresentaram maiores variações para o atrito em função do estado do material.

A figura 30 apresenta a variação da carga final em função dos valores de atrito verificados para os ensaios de compressão do anel, onde é possível uma visão abrangente do comportamento dos diferentes materiais em função do atrito. As interações mais evidentes são a relação da força e do material com o atrito, justificando a importância de sua correta caracterização como condição de contorno na aplicação de simulações numéricas.

Isolando-se os modelos de atrito em função do material, percebe-se que as curvas apresentaram uma tendência muito semelhante. Observando-se a evolução da força para  $\mu$  e  $m$ , verificam-se os relatos de literatura, os quais afirmam que  $\mu$  é indicado para situações com baixa pressão interfacial, já  $m$  estando indicado para situações de alta pressão [55]. Em relação a carga final de conformação, os resultados obtidos com o software Qform para o modelo de atrito  $f$ , apresentaram semelhança na tendência das curvas para carga final aos modelos  $\mu$  e  $m$  (MSC.Superforge). Em geral, há diferenças entre os valores calculados para a força a partir dos modelos de atrito, o que faz necessária a aquisição da força dos experimentos para posterior validação com os softwares de simulação.



Força calculada para redução de 60% na altura do ensaio de compressão do anel em função do atrito

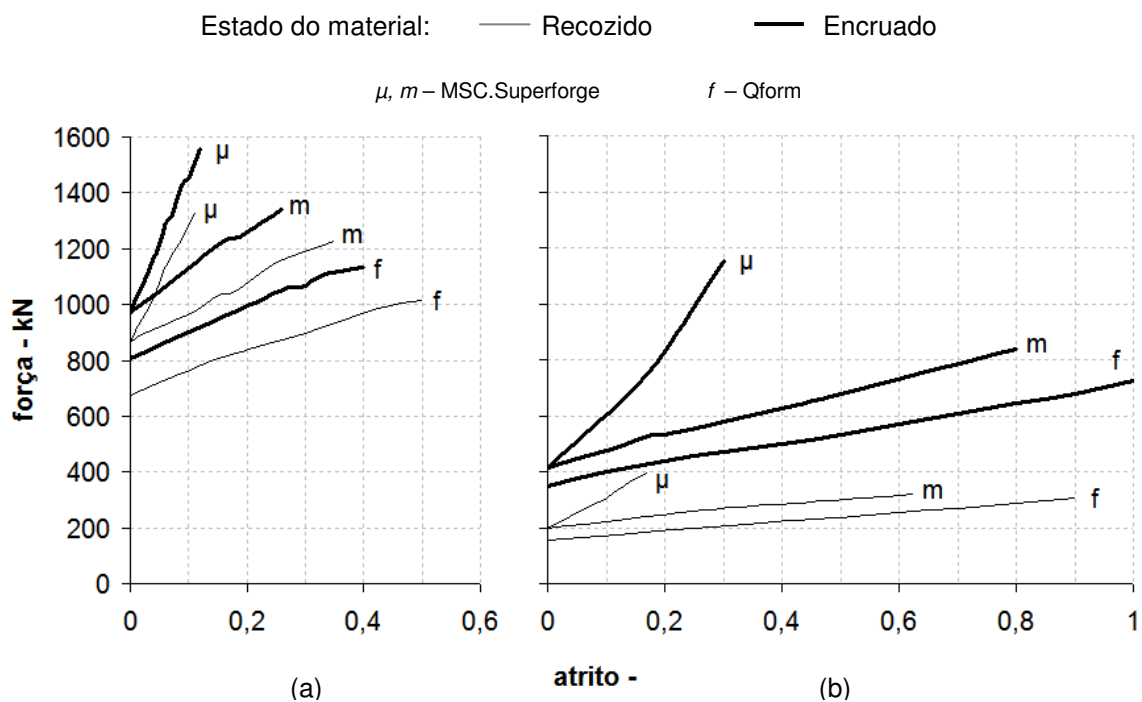


Figura 30 – Comparativo da força calculada para a redução de 60% na altura dos anéis de (a) 16MnCr5 e (b) AA6351 nos estados recozido e enruado.

Ao comparar os modelos de atrito em função das condições de material, observa-se que não houve comportamento similar por parte das curvas de carga. Para 16MnCr5, as curvas de carga em função dos valores nominais de atrito ficaram muito semelhantes. Entretanto, para AA6351 é possível notar uma distinção evidente entre as curvas de carga para os estados recozido e enruado. Tal fato amplia a influência, ainda não totalmente esclarecida, do material com o atrito nos processos de conformação mecânica.

## 9 CONCLUSÕES

O objetivo deste trabalho foi analisar o atrito nos processos de forjamento a frio através do ensaio de compressão do anel visando auxiliar a compreensão deste importante parâmetro nos processos de forjamento a frio. Experimentos foram realizados com aço baixa liga 16MnCr5 e a liga de alumínio AA6351 para diferentes condições de lubrificação e níveis de encruamento. Simulações numéricas do ensaio de compressão do anel para os materiais as condições de lubrificação foram realizados em função dos modelos de atrito de Amonton-Coulomb ( $\mu$ ), atrito interfacial ( $m$ ) e Levanov ( $f$ ), visando uma análise quantitativa e qualitativa do atrito.

Foi observado que o valor nominal do atrito sofreu variações em função do grau de redução na altura, reforçando a relação do atrito com a pressão normal na interface peça-ferramenta, sendo mais evidente para o aço baixa liga 16MnCr5. Há possibilidade de esta variação estar associada à integridade do lubrificante, bem como às propriedades do material (nível de encruamento, acabamento superficial) e, também pela dificuldade na aferição dimensional dos corpos de prova. Para a liga de alumínio AA6351 foi constatado um comportamento inverso do atrito com relação ao aço baixa liga 16MnCr5 nas condições de lubrificação a seco e por  $MoS_2$  para os estados encruado e recozido. No geral, os resultados qualitativos para as condições de lubrificação apresentaram coerência com dados de literatura.

As curvas de calibração apresentaram boa correlação com os resultados experimentais. As condições dos materiais estudados demonstraram pequena influência nas curvas, entretanto, os valores experimentais apresentaram diferentes magnitudes para o atrito.

Os modelos matemáticos utilizados para caracterização do atrito obtiveram resultados distintos como era esperado. As particularidades dos modelos foram evidenciadas pelo ensaio de compressão do anel, onde  $\mu$  apresentou certas carências com relação à condição de lubrificação seca para os diferentes estados de materiais utilizados. Já  $m$  e  $f$  apresentaram resultados mais coerentes.

As forças calculadas em função dos modelos de atrito  $m$  e  $f$  apresentaram tendências similares para os casos estudados. Entretanto, para o modelo de atrito  $\mu$ , tal comportamento não foi observado. Devido a isso, seria recomendada a aquisição da força nos experimentos para confrontar os resultados das simulações numéricas.

Os resultados obtidos através desse trabalho reforçam a importância da correta caracterização das condições de contorno para os sistemas de simulação numérica de processos de forjamento.

## 10 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Entre possíveis sugestões de trabalhos futuros citam-se:

- a) realização de ensaios de compressão do anel para diferentes temperaturas, permitindo melhor conhecimento do atrito e lubrificação;
- b) aumento do número de ensaios em função da redução na altura;
- c) aumento das condições de lubrificação;
- d) aumento das condições de materiais;
- e) estudo da influência do acabamento superficial no atrito;
- f) utilização de sistema de aquisição de força durante os experimentos para posterior análise via simulação numérica;
- g) validação das curvas de calibração do atrito através da comparação dos sistemas de simulação;
- h) aplicação dos modelos de atrito em análise de elementos finitos para um processo real de forjamento.

## 11 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] ASM Metals Handbook, v. 14: *Forming and Forging*, 9<sup>th</sup> edition. Cidade: ASM International, , 1989.
- [2] LANGE, K. Modern Metal Forming Technology for Industrial Production. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 71, número 1, p.2-13, November 1997.
- [3] RODRIGES, J.; MARTINS, P. *Tecnologia Mecânica – tecnologia da deformação plástica v.1: fundamentos teóricos*. Lisboa, Escolar Editora, 2005.
- [4] SCHAEFFER, L.: *Forjamento - Introdução ao processo*. Imprensa Livre.
- [5] DIETER, G. E. Mechanical Metallurgy. New York, McGraw Hill, 1988.
- [6] CALLISTER JR., W. D.: *Ciência e Engenharia de Materiais: uma introdução*. .. Rio de Janeiro: Editora LTC, 2002.
- [8] SCHAEFFER, L. *Conformação Mecânica [apostila da disciplina]*. Porto Alegre: 2005.
- [7] RODRIGES, J.; MARTINS, P. *Tecnologia Mecânica – tecnologia da deformação plástica v.2: fundamentos teóricos*. Lisboa: Escolar Editora, 2005.
- [9] SHIRGAOKAR, M. *Cold and Hot forging: fundamentals and applications*. ASM, 2005.
- [10] BRITO, A.M.G.; PREDIGER, S.A. Aspectos do levantamento de curvas de escoamento. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE FORJAMENTO, 1998, Porto Alegre e Conferência internacional de forjamento/Brasil, 2. Porto Alegre, 1998, p. 189-210.
- [11] SCHAEFFER, L. *Curvas de escoamento como parâmetro fundamental para a simulação do processo de forjamento*. SEMINÁRIO NACIONAL DE FORJAMENTO, 7, [1998], Porto Alegre. XII Conferência internacional de forjamento/Brasil, Porto Alegre, p. 167-176.
- [12] KOPP R., WIEGELS H. Einführung in die Umformtechnik. 2., korrigierte Auflage. Aachen: Verlag Mainz, 1990.
- [13] HENSEL A., SPITTEL T. Kraft-und Arbeitsbedarf bildsamer Formgebungsverfahren. Leipzig: Deutsche Verlag für Grundstoffindustrie, 15 März, 1978.
- [15] ALTAN, T; OH, S.; GEGEL, H. *Conformação de metais: fundamentos e aplicações*. São Paulo: EESC-USP, 1999.
- [14] DOEGE, E.; MEYER-NOLKEMPER, H.; SAEED, I. *Fließcurvenatlas metallischer Werkstoffe*. München: Hanser, 1986.

- [16] TSCHAETSCH, H. Handbuch Umformtechnik: Arbeitsverfahren, Maschinen, Werkzeuge. Hoppenstedt Technik Tabellen Verlag 1990.
- [17] CHIAVERINI, V. Aços e Ferros Fundidos. Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais – ABM. 7 Edição – 2005, São Paulo.
- [18] SCHAEFFER, L., BRITO, A. M. G. SCHAEFFER, L. Forjamento a Frio. M & M - Metalurgia e Materiais, São Paulo, v. 60, n. 542, p. 107-109, 2004.
- [19] BRITO A.M.G., SCHAEFFER, L.; RODRIGUES J. M. C., Martins P. A. F.: *Simulação termo-mecânica de componentes forjados: reflexões em torno de um caso concreto*, Proc. VI Internacional Conference on Forging, 2002, Porto Alegre, Brazil, p. 139/154
- [20] KOLLER, L. A.; SCHAEFFER, L. *Características de três diferentes programas de simulação numérica de forjamento*. Proc. IV Internacional Conference on Forging, 2000, Porto Alegre, Brazil, p. 30/40.
- [21] CHANDRUPATLA. T. R., BELEGUNDU, A. D. *Introduction to Finite Elements in engineering*. Englewood Cliffs, New Jersey: Prentice Hall, 1991.
- [22] SANTOS, I. C. B. O. *Projecto e Concepção de uma ferramenta para extrusão inversa*. Lisboa: Instituto Superior Técnico, 2002.
- [23] SILVA, M. B. C. J. *A aplicação de prototipagem virtual à análise do processo de enformação plástica de chapa fina*. Dissertação de Mestrado. Universidade Técnica de Lisboa – Instituto Superior Técnico. Lisboa, dezembro de 2003.
- [24] OH, S. I., WU, W. T., TANG, J. P., VEDHANAYAGAM A. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 27, p.25-42, 1991.
- [25] CHEON J. S., KIM S. Y., IM Y. T. *Three-dimensional bulk metal forming simulations under a PC cluster environment*. *Journal of Materials Technology* v.140, p.36-42, 2003.
- [26] *Simulation in der Massivumformung*, Deutsche Massivumformung. Infostelle Industrieverband Massivumformung e. V. Deutschland, Februar 2006.
- [27] KIM, H., ZAGI, T., YAMANAKA, M. FE simulation as a must tool in cold/warm forging process and tool design. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 98, p.143-149, 2000.
- [28] KOPP, R.; PHILLIP, F. *Physical parameters and boundary conditions for the numerical simulation of hot forming processes*. *Steel Research*, v. 63, n. 9, p. 392-398, 1992.
- [29] SNAPE R. G., CLIFT S. E., BRAMLEY A. N. Parametric sensitivity analyses for FEA of hot steel forging. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 125-136, p. 353-360, 2002.

- [30] CHITKARA, N. R.; Kim, Y. J. Near-net shape forging of a crown gear: some experimental results and an analysis. *International Journal Of Machine and Tools Manufacturer*, v. 41, p. 325-346, 2001.
- [31] BRITO, A.M.G.; MELLO, S.; GEIER, M. e SCHAEFFER, L. *Otimização do Forjamento de uma Coroa pelo Método de Volumes Finitos*. Anais da VII conferência internacional de forjamento (XXIII SENAFOR) em Porto Alegre/RS nos dias 16 e 17/10/03 - Pág.: 193-194.
- [32] BRITO, A.M.G; GEIER, M. e SCHAEFFER, L. *Numerical Simulation using finite elements to develop and optimize forging processes*. *Steel Research International* 76 (2005) No. 2/3 February/March 199-204.
- [33] BRITO, A.M.G.; GEIER, M. e SCHAEFFER, L. *Otimização de processo de forjamento de um componente automotivo*. Anais da VIII conferência internacional de forjamento (XXIV SENAFOR) em Porto Alegre/RS, p. 333-344.
- [34] MARTIN, P. K., FELDHAUS, U. Einsatz der computergestützten Umformsimulation in der Praxis. *Schmiede-Journal*, März 2003.Deutsche Schmiedetechnik.
- [35] BERTRAM, T., MUCKELBAUER, M. Die Schmiedesimulation auf dem Prüfstand. *Schmiede-Journal*, September 2002.Deutsche Schmiedetechnik.
- [36] HELLBACH, U., KOHLSTETTE, J. Zukünftige Partner: Querkeilwalzen und Präzisions-schmieden. *Schmiede-Journal*, September 2003.Deutsche Schmiedetechnik.
- [37] WÖRNER H., SCHLEICH M., BRITZGER H., RAEDT H. Die Fertigung der Exzenterwelle für den BMW 6-Zylinder Ottomotor mit Valvetronic. *Schmiede-Journal*, September 2003.Deutsche Schmiedetechnik.
- [38] PHILIPP F. Physikalische Prozeßdaten für die numerische Simulation von Warmumformverfahren. Umformtechnische Schriften Band 40. 1993 Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf.
- [39] WILSON, W. R. D.; SCHMID, S. R.; LIU, J. Advanced simulations for hot forging: heat transfer model for use with the finite element method. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 155-156, p. 1912-1917, 2004.
- [40] DOEGE E., ALASTI M., SCHMIDT-JÜRGENSEN R. Accurate friction and heat transfer laws for enhanced simulation models of precision forging processes. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 150, p. 92-99, 2004.
- [41] POLOZINE, A.; SCHAEFFER, L. Exact and approximate methods for determining the thermal parameters of the forging process. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 170, p. 611-615, 2005.

- [42] MAJERUS, J. N., JEN, K. P., GONG H. Quantitative data for precision, closed-die, forging: internal deformations and computer simulations. *International Journal on Machining Tools Manufacturing*, v. 37, n. 4, p. 523-554, 1997.
- [43] OU. H., BALENDRA, R. Preform design for forging of aerofoil section using FE simulation. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 80-81, p. 144-148, 1998.
- [44] OU. H., BALENDRA, R. Die-elasticity for precision forging of aerofoil sections using finite element simulation. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 76, p. 56-61, 1998.
- [45] OU H., LAN J., ARMSTRONG C. G., PRICE M. A. An FE simulation and optimization for the forging of aeroengine components. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 151, p. 208-216, 2004.
- [46] SNAPE R. G., CLIFT S. E., BRAMLEY A. N. Sensitivity of finite element analysis of forging to input parameters. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 82, p. 21-26, 1998.
- [47] LANGE, K. *Handbook of metal forming*. New York: McGraw-Hill, 1985.
- [48] SOFUOGLU H., RASTY, J. On the measurement of friction coefficient utilizing the ring compression test. *Tribology International*, v.32, p. 327-335, 1999.
- [49] URANKAR, S.; LOVELL, M.; MORROW, C.; LI, Q.; KAWADA, K. Development of a critical friction model for cross wedge rolling hollow shafts. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 177, n. 1-3, p. 539-544, 2006.
- [50] URANKAR, S.; LOVELL, M.; MORROW, C.; LI, Q.; KAWADA, K. Establishment of failure conditions for the cross-wedge rolling of hollow shafts. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 177, n. 1-3, p. 545-549, 2006.
- [51] LEVANOV, A. N. Improvement of metal forming processes by means of useful effects of plastic friction. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 72 p. 314-316, 1997.
- [52] KALPAKJIAN S., SCHMID S. R. *Manufacturing Processes for Engineering Materials*, 4th Edition. Prentice Hall, 2000.
- [53] BAY, N. Friction Stress and normal stress in bulk metal-forming processes. *Journal of mechanical working technology*, v. 14, p. 203-223, 1987.
- [54] WILSON, W. R. D. Friction and Lubrication in bulk metal-forming processes. *Journal of Applied Metal Working*, v. 1, p. 7-19, 1979.



- [55] FERESHTEH-SANIEE, F.; PILLINGER, I.; HARTLEY, P. Friction Modeling for the physical simulation of the bulk metal forming processes. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 153-154, p. 151-156, 2004.
- [56] BAY, N.; WANHEIM, T. Real area of contact and friction stress at high pressure sliding. *Wear*, v. 38, p. 201-209, 1976.
- [57] GERVER, G. *Analyse af Friktions- og Trykfordeling ved Stukning*. MM Report No. 85, Institute of Manufacturing Engineering, Technical University of Denmark, 1985.
- [58] WANHEIM T. Friction at high normal pressures. *Wear*, v. 25, p. 225-244, 1973.
- [59] PETROV, V.; PERFILOV, V.; STEBUNOV, S. Prevention of lap in near net shape isothermal forging technology of part of irregular shape made of aluminium alloy A92618. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 177, p. 218-223, 2006.
- [60] HALLSTRÖM, J. Influence of friction in die filling in counterblow hammer forging. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 108, p. 21-25, 2000.
- [61] STEPHENSON, D. A. Friction in cold strip rolling. *Wear*, v. 92, p.293-311, 1983.
- [62] MALE, A. T. Variations in friction coefficients of metals during compressive deformation. *Journal of the institute of metals*, v. 94, p.121-125, 1966.
- [63] WILSON, W. H. Lubrication and wear in metal forming. *Metalurgia*, p. 154-159, Abril, 1982. Citado em Ribeiro, J. D. *Avaliação do atrito no forjamento*. Dissertação de mestrado, UFRGS. Porto Alegre, 1993.
- [64] NAKAMURA, T.; SAGISAKA, Y. Evaluation of tribological characteristics by forging type friction tests. Proceedings of the 4<sup>th</sup> JSTP International Seminar on Precision Forging. Nara, Japan. March 21-24 2006. Pages 49-54.
- [65] MALE, A. T.; COCKCROFT, M. G. A Method for Determination of the Coefficient of Friction of Metals under Conditions of Bulk Plastic Deformation. *Journal of the Institute of Metals*, v. 93, p. 38-46, 1964.
- [66] LIPP, L. C.; KLEMGARD, A. E. N. Graphite lubricant conditions for high temperature applications. *Journal of the American Society of Lubrication Engineers – ASLE*, p. 187-195, 1966.
- [67] GORDON, I. O. Lubricants for warm forging. *Metal Forming*, p. 127-132, May 1970.
- [68] KOMATSUZAKI, S.; NAKANO, F.; NARAHARA, T. Antiwelding properties of metal-forming lubricants using extreme-pressure agents. *Lubrication Engineering*, v. 41, n. 2, p. 98-102, February 1985.

- [69] SAHIN, M.; ÇETINARSLAN, C. S.; AKATA, H. E. Effect of surface roughness on friction coefficients during upsetting processes for different materials. *Materials and Design*, v. 28, p. 633-640, 2005.
- [70] TAN. X. Comparisons of friction models in bulk metal forming. *Tribology International*, v. 35, p. 385-393, 2002.
- [71] TAN. X.; MARTINS, P. A. F.; BAY, N.; ZHANG, W. Friction studies at different normal pressures with alternative ring-compression tests. *Journal of materials processing technology*, v. 80-81, p. 292-297, 1998.
- [72] DUBAR, M., DUBOIS, A.; DUBAR, I. Wear analysis in cold forging: PVD versus CVD Tin coatings. *Wear*, v. 259, p. 1109-1116, 2005.
- [73] RAO, K. P.; XIE, C. L. A comparative study on performance of boric acid with several conventional lubricants in metal forming processes. *Tribology international*, p. 1-6, 2005 [em impressão].
- [74] SANCHES, L. R.; WEINMANN, K. J.; STORY, J. M.; ALTAN, T. A friction test for extrusion based combined forward and backward flow. *Proceedings of the 13<sup>th</sup> North American Manufacturing Research Conference*, May 1985. Society of Manufacturing Engineers, Dearborn, Michigan, 110-117.
- [75] LAZZAROTTO, L.; DUBAR, L.; DUBOIS, A.; RAVASSARD, P.; BRICOUT, J. P.; OUDIN, J. A selection methodology for lubricating oils in cold metal forming processes. *Wear*, v. 215, p. 1-9, 1998.
- [76] LAZZAROTTO, L.; DUBAR, L.; DUBOIS, A.; RAVASSARD, P.; OUDIN, J. Three selection criteria for the cold metal forming lubricating oils containing extreme pressure agents. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 80-81, p. 245-250, 1998.
- [77] PETERSEN, S. B.; MARTINS, P. A. F.; BAY, N. An alternative ring-test geometry for the evaluation of friction under low normal pressure. *Journal of Materials Processing Engineers*, v. 79, p. 14-24, 1998.
- [78] PETESEN, S. B., MARTINS, P. A. F., BAY, N. Friction in bulk metal forming: a general friction model vs. the law of constat friction. *Journal of materials processing technology*, v. 66, p. 186-194, 1997.
- [79] VOLLES, R.; WOLSKE, M.; KOPP, R. Determination of friction coefficient by use of conical tube upsetting test. IV Conferência Internacional de Forjamento (XXI Senafor), Porto Alegre, Brasil, 24-26 Outubro, 2000.
- [80] MALE, A.T. and DEPIERRE, V. The validity of mathematical solutions for determining friction from the ring compression test. *Journal of Lubrication Technology*, Trans ASME F 92, p. 389-397, 1970.
- [81] TRANSVALOR S.A. *Forming Properties DataBase*. Forge® 2005 : 3D Forging Software,.