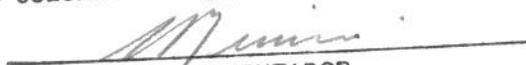


ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL
DA TESE DEFENDIDA POR FERNANDO ANTONIO
DA COSTA NERY E APROVADA PELA
COMISSÃO JULGADORA EM 06/5/94.


ORIENTADOR

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

ATRITO NO ESTIRAMENTO DE CHAPA DE AÇO
COM REVESTIMENTO METÁLICO

14/94

Autor : FERNANDO ANTONIO DA COSTA [NERY t 359]
Orientador: Prof^o. Dr. ETTORE [BRESCIANI FILHO t-]

Tese apresentada à Faculdade
de Engenharia Mecânica para a
obtenção do título de DOUTOR
EM ENGENHARIA MECÂNICA.

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

Tese de : Doutorado

Título da tese: ATRITO NO ESTIRAMENTO DE CHAPA DE AÇO COM
REVESTIMENTO METÁLICO

Autor : Fernando Antonio da Costa Nery

Orientador : Prof. Dr. Ettore Bresciani Filho

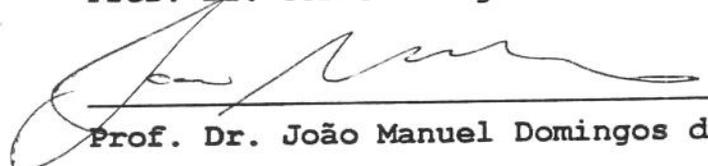
Aprovado por :



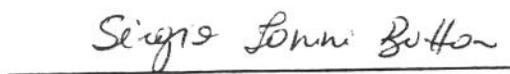
Prof. Dr. Ettore Bresciani Filho, Presidente



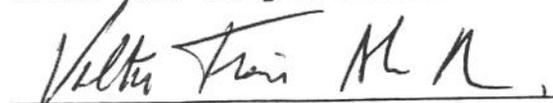
Prof. Dr. Célio Taniguchi



Prof. Dr. João Manuel Domingos de Almeida Rollo



Prof. Dr. Sérgio Tonini Button



Prof. Dr. Valter Francisco Arruda Alves

Campinas, 06 de Maio de 1994

AGRADECIMENTOS

Ao término deste trabalho registro meus sinceros agradecimentos às seguintes pessoas que contribuíram para a sua realização:

Ao Prof. Dr. Ettore Bresciani Filho, não somente pela sua orientação, como também pela oportunidade concedida à concretização de minha carreira profissional e acadêmica. De fundamental importância foram ainda a sua compreensão e o seu apoio a nível pessoal.

Ao Prof. Dr. Valter Francisco de Arruda Alves e ao Prof. João Paulo Pereira Marcicano, pelo apoio, sugestões e contribuições dadas ao equacionamento matemático e implementação computacional.

Ao Prof. José Luiz Marra, pela instalação e monitoração do sistema de aquisição de sinais dos ensaios.

Ao Prof. Gilmar Ferreira Batalha, pelo apoio, sugestões e colaboração na revisão e edição do texto.

Aos Prof^{os} Dr. Edson Gomes, Dr. Sérgio Tonini Button e Dra. Cecília Amélia de Carvalho Zavaglia, pelo incentivo, apoio e sugestões apresentadas ao trabalho.

À Prof^a Dayse Gomes de Souza Tu, pela colaboração dada à análise estatística.

Aos Prof^{os} Antônio Carlos Okada, Manuel Lélío Martins de Carvalho Jr., Ricardo Matone, Tarcísio Antônio Hess Coelho, Prof. Dr. João Batista de Aguiar, Prof. Dr. Deniol Katsuki Tanaka e ao Prof. Dr. Carlos Chien Ching Tu, pela colaboração prestada.

Ao Sr. José Lopes da Silva e ao Sr. Edson Tu Li Chui, pelo apoio, fabricação e montagem do ferramental de ensaio.

À Sra. Rita Helena Buso Jacon, e ao Sr. Ayrton Roberto M. Leal, pela execução dos ensaios e análises metalográficas.

A Srta. Adriana de Paula Colhado, pelo apoio e dedicação na digitação deste trabalho.

À Sra. Sueli Santa Paula, pelo apoio prestado.

Agradeço ainda às seguintes Instituições:

À Companhia Siderúrgica Paulista - COSIPA, pelo fornecimento da chapa de aço utilizada na preparação dos corpos de prova.

Ao Departamento de Engenharia Mecânica da Escola Politécnica da USP, onde foi desenvolvido este trabalho.

Ao Departamento de Engenharia de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP, ao qual estive vinculado como aluno de pós-graduação.

Finalmente, agradeço a todos aqueles que, de alguma forma, tenham contribuído para a realização deste trabalho.

ATRITO NO ESTIRAMENTO DE CHAPA DE AÇO
COM REVESTIMENTO METÁLICO

RESUMO

Avalia-se o comportamento do atrito no processo de estiramento de chapa de aço com revestimento de estanho, eletrodepositado com diferentes espessuras. Para isso realiza-se ensaios de estiramento, obtém-se os parâmetros de estampabilidade, e calcula-se a tensão de atrito e o coeficiente de atrito.

FRICTION IN STRETCH-FORMING OF METALLIC COATED STEEL SHEET

ABSTRACT

The friction behavior in the stretch-forming of tin electroplated steel sheet with different coating thickness is studied. The stretchability parameters and the computed friction stress and coefficient of friction are obtained by stretching tests.

ÍNDICE

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

1.1 Importância do Estudo dos Processos de Estampagem....	01
1.2 Importância do Estudo do Atrito nos Processos de Estampagem.....	09
1.3 Estudo do Atrito na Estampagem de Chapas de Aço com Revestimentos Metálicos.....	17
1.4 Objetivos do Trabalho.....	37
Referências Bibliográficas.....	41

CAPÍTULO 2 - ESTAMPAGEM POR ESTIRAMENTO

2.1 Princípios do Processo.....	47
2.2 Fatores de Influência na Estampabilidade.....	55
2.3 Avaliação da Estampabilidade.....	61
Referências Bibliográficas.....	73

CAPÍTULO 3 - FUNDAMENTOS DO ESTUDO DO ATRITO

3.1 Teorias Básicas de Atrito.....	78
3.2 Atrito sob Elevados Níveis de Pressão Interfacial....	90
3.3 Modelos Clássicos de Atrito.....	102
Referências Bibliográficas.....	109

CAPÍTULO 4 - ATRITO E LUBRIFICAÇÃO NO ESTIRAMENTO

4.1 Mecanismos de Atrito.....	113
4.2 Regimes de Lubrificação.....	122
4.3 Métodos de Determinação do Coeficiente de Atrito....	122
Referências Bibliográficas.....	140

CAPÍTULO 5 - METODOLOGIA ADOTADA PARA AVALIAÇÃO DO
COMPORTAMENTO DO ATRITO

5.1 Introdução.....	142
5.2 O Método de Análise.....	143
5.3 Equacionamento Matemático.....	146
5.4 Desenvolvimento Experimental.....	151
5.5 Cálculo da Tensão de Atrito e do Coeficiente de Atrito.....	163
Referências Bibliográficas.....	178

CAPÍTULO 6 - RESULTADOS E DISCUSSÃO

6.1 Apresentação dos Resultados.....	180
6.2 Discussão dos Resultados.....	195

CAPÍTULO 7 - CONCLUSÕES.....199

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	200
BIBLIOGRAFIA.....	202
ÍNDICE DE FIGURAS E TABELAS.....	213

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1 Importância do Estudo dos Processos de Estampagem

Os processos de fabricação de peças por deformação plástica a partir de chapas metálicas, denominados comumente de processos de estampagem, são de larga aplicação na produção seriada nas diversas áreas da indústria de transformação mecânica, notadamente na indústria automobilística, aeronáutica e de peças e utensílios em geral [1-2]. Esses processos são constituídos por um conjunto de operações mecânicas que transformam chapas planas e/ou pedaços de chapas (denominados de esboço) em produtos com formas geométricas definidas; como máquinas de conformação são utilizadas as prensas (mecânicas e hidráulicas) e como ferramenta, as estampas (constituídas basicamente de punção, matriz e sujeitador ou prensa-chapa).

De modo geral, os tipos básicos de processos de estampagem são os seguintes:

- Embutimento.
- Estiramento.
- Dobramento.

No processo de embutimento, as condições de estampagem são típicas quando se parte de um esboço circular, ou disco, e se atinge a forma final de um copo, Figura 1a; o disco metálico, através da ação do punção na sua região central, deforma-se em direção à cavidade circular da matriz ao mesmo tempo em que a parte sob o sujeitador e a borda da matriz sofre uma redução gradativa da circunferência do disco, à medida que a região central do disco penetra na cavidade da matriz. No processo de estiramento, Figura 1b, o esboço é fixado perifericamente pelo prensa-chapa, entre este e a borda da matriz, e a conformação da peça é feita pela ação do punção que se desloca em direção da cavidade da matriz. No processo de dobramento, Figura 1c, os esforços são aplicados em duas direções opostas para provocar flexão e a deformação plástica consequente, mudando a forma de superfície plana do esboço em duas superfícies concorrentes, em ângulo, e formando um raio de concordância na junção.

Ressalta-se ainda os casos de estampagem nos quais a peça é conformada apresentando, seqüencialmente ou simultaneamente, duas ou as três características de deformação que ocorrem nos tipos básicos de estampagem mencionados.

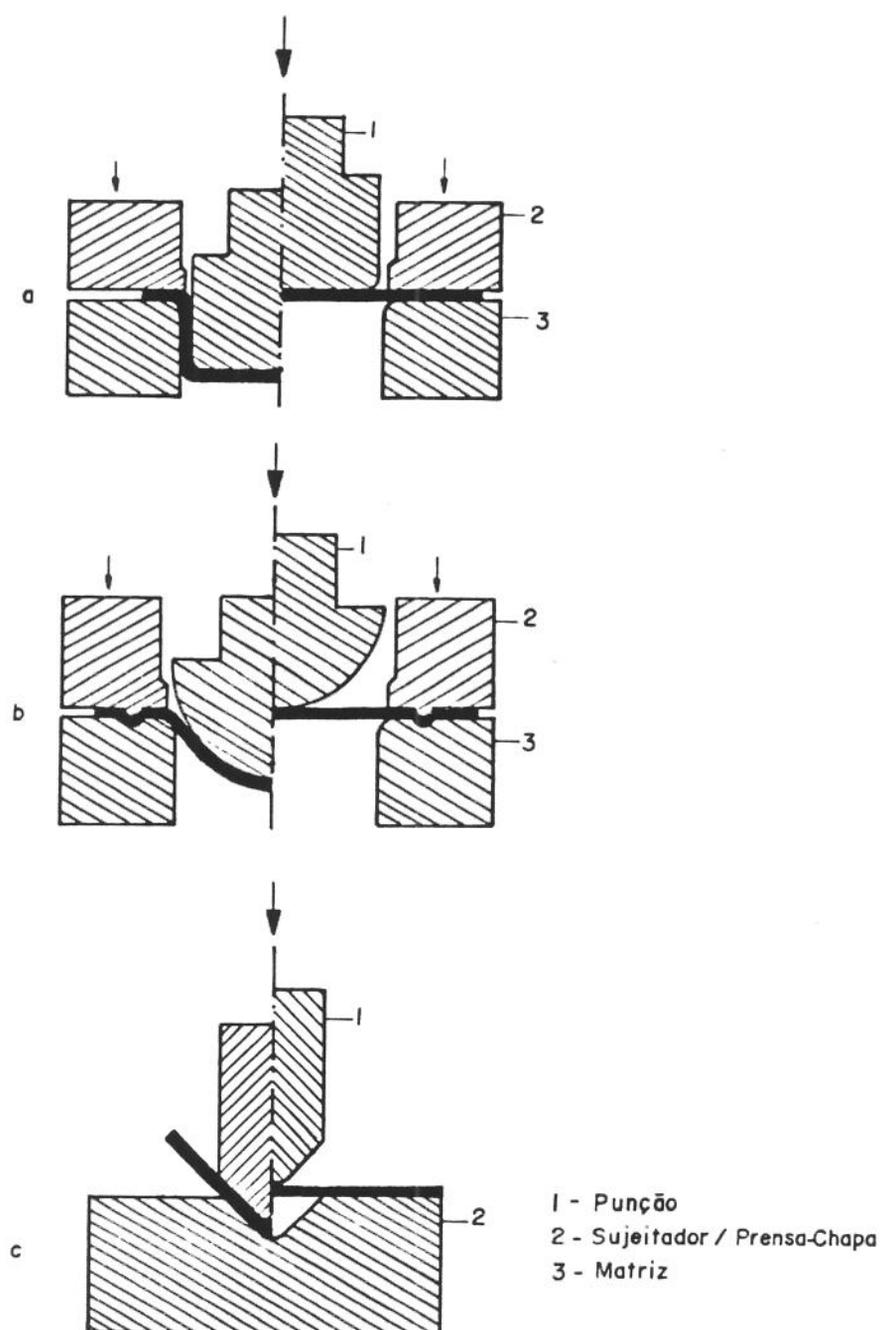


Figura 1 - Representação esquemática dos tipos básicos de processos de estampagem: **a)** embutimento; **b)** estiramento; **c)** dobramento - adaptada de DROZDA [1].

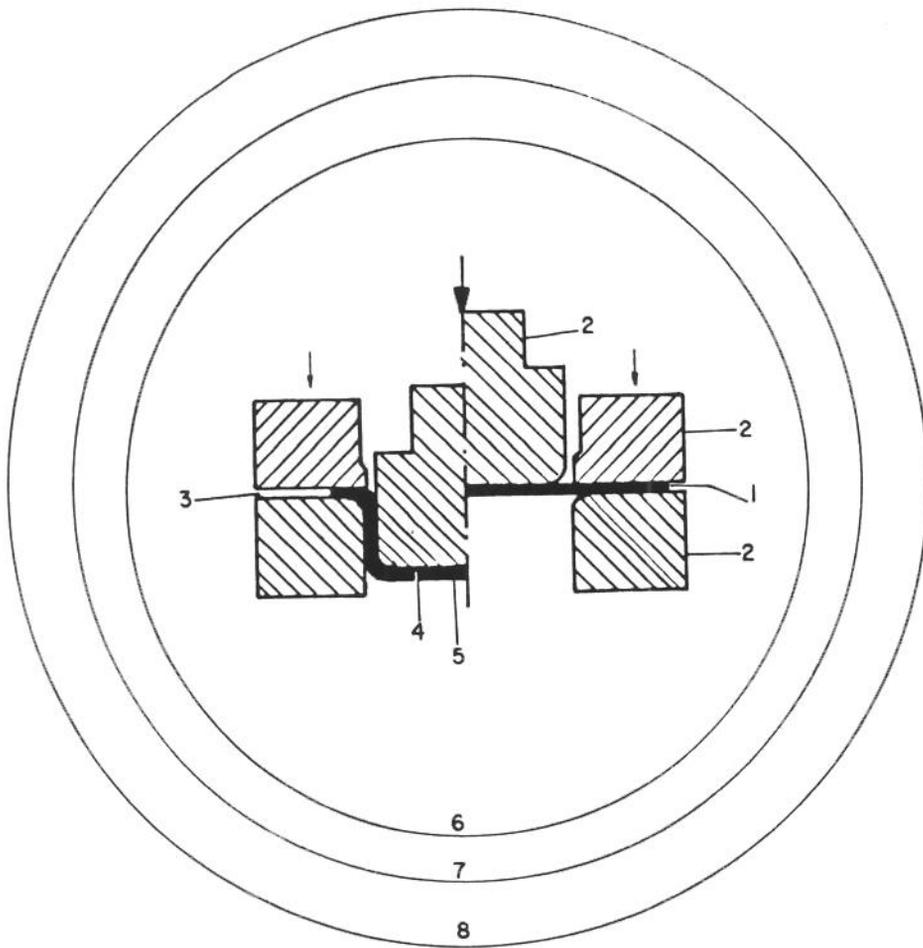
Como em geral aconteceu com os demais processos de fabricação, os de estampagem desenvolveram-se tecnologicamente sem que houvesse grandes preocupações com uma análise mais científica desses processos. No entanto, com a crescente utilização industrial desses processos de transformação mecânica, na produção de peças as mais simples e comuns até aquelas que exigem alto grau de precisão, observou-se a necessidade de melhor conhecê-los a fim de obter-se cada vez mais um controle eficiente das condições de processamento e das especificações dos produtos estampados.

Historicamente, pode-se considerar que o estudo sistemático da análise mecânica dos processos de estampagem teve início a partir da década de vinte [3]. De um modo geral, a análise mecânica consiste no equacionamento matemático desses processos (baseada na teoria da plasticidade) e tem por objetivo determinar as tensões necessárias à produção de uma dada deformação, para uma certa geometria imposta pelo processo; os valores assim calculados são úteis para selecionar ou projetar a máquina e/ou a ferramenta de conformação, como também predizer (através de métodos matemáticos de simulação) o comportamento mecânico de um dado material sob condições específicas de processamento. A freqüência desses trabalhos tem aumentado significativamente nas duas últimas décadas, o que é compreensível considerando-se o nível de utilização da

estampagem na moderna indústria de transformação mecânica (principalmente a automobilística) e a crescente implantação de sistemas auxiliados por computador para o projeto de peças e das respectivas ferramentas de conformação, e para o controle e automação de processamento (sistemas CAE/CAD/CAM) [4-7].

Para facilitar o entendimento global dos processos de estampagem, estes podem ser apresentados como um sistema generalizado, composto por oito áreas de influências, conforme representado esquematicamente na Figura 2, onde observa-se [8]:

1. **Metal a ser deformado**, evidencia-se a importância das características físicas, químicas e das propriedades mecânicas da matéria-prima.
2. **Ferramenta de conformação**, ressalta-se as condições de projeto, construção e operação, que devem atender a forma do produto e as solicitações mecânicas e térmicas decorrentes.
3. **Zona de deformação**, caracteriza-se a distribuição de tensões e de deformações, a taxa de deformação e a influência da temperatura de trabalho.



1. Metal a ser deformado
2. Ferramenta de conformação
3. Zona de deformação
4. Interface chapa-ferramenta
5. Produto estampado
6. Interação chapa-meio ambiente
7. Máquina de conformação
8. Periféricos

Figura 2 - Representação esquemática dos processos de estampagem como um sistema generalizado, composto por oito áreas de influências - MELLOR [8].

4. **Interface chapa-ferramenta**, verifica-se o atrito e a transferência de calor ao longo dessa interface; o desgaste da ferramenta e o acabamento superficial do produto também são evidenciados.

5. **Produto estampado**, caracteriza-se pela forma, propriedades físico-químicas, propriedades mecânicas, grau de acabamento superficial e tolerâncias dimensionais, adequados às finalidades a que se destinam.

6. **Interação chapa meio ambiente**, pode influenciar significativamente o comportamento do material da chapa durante ou após o processamento (caso típico de oxidação que ocorre nos processos de conformação a quente).

7. **Máquina de conformação**, responsável pelo volume de produção desejado, deve ser projetada, construída e operada segundo as solicitações mecânicas adequadas.

8. **Periféricos**, representam as condições auxiliares comumente empregadas no processamento da chapa.

Os problemas pertinentes às áreas de influências acima mencionadas, são tratados pelas seguintes áreas de conhecimentos da engenharia [9]:

- **Mecânica da deformação plástica**, que trata das relações tensões-deformações e dos estados de tensões e de deformações nos campos elasto-plástico e plástico.
- **Metalurgia da deformação plástica**, que se ocupa essencialmente da relação entre a deformabilidade da matéria prima e sua microestrutura.
- **Termodinâmica**, que trata das transformações térmicas e da conversão de energia mecânica em energia térmica.
- **Mecânica das máquinas e das ferramentas**, como estudo das condições de projeto, construção e operação frente às solicitações mecânicas e térmicas.
- **Tribologia**, como estudo da interação entre superfícies em contato para análise do atrito, da lubrificação e do desgaste.

1.2 Importância do Estudo do Atrito nos Processos de Estampagem

Denomina-se atrito o mecanismo pelo qual desenvolvem-se forças dissipativas na superfície de contato entre dois corpos, traduzindo-se numa resistência ao deslizamento de um corpo sobre o outro.

A análise dos problemas referentes ao atrito constitui-se na área de conhecimentos denominada "Tribologia", um campo interdisciplinar que envolve ciências dos materiais, mecânica dos meios contínuos e termo-química [10].

Como em geral acontece nos processos de conformação plástica dos metais, e por conseguinte nos de estampagem, a variável atrito demonstra ser de preponderante importância sendo, geralmente, considerada nociva. Dentre os aspectos negativos dessa influência destacam-se os seguintes [11]:

- O aumento do consumo de energia necessária a deformação plástica.
- A produção de fluxos irregulares durante o escoamento do material da chapa, o que acarreta sensível alteração das propriedades mecânicas do produto.

- O aparecimento de tensões residuais e de defeitos superficiais no produto.
- A elevação da temperatura de trabalho durante o processamento da chapa a níveis capazes de comprometer-lhe as propriedades mecânicas (caso específico de estampagem a quente).
- O desgaste acentuado da ferramenta de conformação (punção e matriz).

A complexidade da análise do fenômeno do atrito que se desenvolve na interface chapa-ferramenta, deve-se ao número de fatores de influência e que se relacionam. Esses fatores são os seguintes [12]:

- Os níveis de esforços mecânicos atuantes na superfície de contato chapa-ferramenta.
- As características dos materiais da chapa e da ferramenta, decorrentes de suas composições químicas e microestruturas.
- As modificações na estrutura do material da chapa em conformação, em face a deformação plástica.

- A natureza geométrica das superfícies da chapa e da ferramenta, e em particular suas rugosidades.
- Os níveis de temperatura em que essas superfícies se encontram.
- A componente tangencial da velocidade relativa entre as superfícies da chapa em conformação e da ferramenta.
- A presença de contaminantes na interface chapa - ferramenta, quer devido ao meio ambiente gasoso, quer devido a presença de um lubrificante.

Em decorrência do inter-relacionamento de todas essas variáveis, observa-se a grande dificuldade para a formulação de um modelo físico-matemático que represente e quantifique adequadamente o fenômeno do atrito como o que se desenvolve na interface chapa-ferramenta. A formulação de um modelo físico-matemático para o atrito, tem por objetivo a obtenção de uma expressão analítica que permita quantificar o fenômeno, para que o mesmo seja introduzido como condição de contorno nos métodos de análise da mecânica da deformação plástica; é através desses métodos que são calculados os estados de tensões e de deformações envolvidos, bem como as velocidades de deformações, os trabalhos e as potências

exigidas. O grau de representatividade do modelo físico - matemático adotado para o equacionamento do atrito, e por conseguinte a expressão analítica resultante, pode vir a influenciar significativamente, os resultados preditos pelo método de análise da mecânica da deformação, que vier a ser utilizado [13-14]; esse aspecto foi apresentado, comprovado e discutido, recentemente, na modelagem da mecânica da deformação através do Método dos Elementos Finitos [15]. Esse método numérico é, na atualidade, o que possibilita resultados mais próximos das condições reais de trabalho, podendo ser aplicado, para simulação dos processos de conformação plástica dos metais, com geometrias complexas e levar em conta condições realistas de propriedades da matéria-prima e de atrito (desde que esse fenômeno esteja equacionado matematicamente de forma adequada).

Apesar do significativo progresso alcançado para a simulação matemática dos processos de conformação plástica dos metais, com a aplicação, a partir dos anos 70, do Método dos Elementos Finitos, verifica-se ainda uma grande dificuldade para o equacionamento matemático do fenômeno do atrito tal como se desenvolve na interface peça-ferramenta desses processos. Os resultados experimentais demonstram que o fenômeno do atrito é influenciado significativamente pelos elevados níveis de pressão que atuam na interface, aumentando a superfície de contato com a sujeição de superfícies novas à ação do atrito [16] (conforme

apresentado no Capítulo 3, item 3.2). Está implícito, portanto, toda a complexidade característica do regime de deformação plástica que modifica continuamente a estrutura e, por conseguinte as propriedades físicas e mecânicas do material da peça de trabalho; ressalta-se ainda a existência de outros fatores de influência e que se relacionam (conforme citados anteriormente). Esses fatores também provocam sucessivas alterações nas condições interfaciais e que, por conseguinte, alteram o valor da tensão de atrito durante todo o processo de conformação.

Em face a toda essa complexidade fenomenológica, observa-se então a grande dificuldade para a formulação de um modelo físico-matemático que represente e quantifique adequadamente o comportamento do atrito sob essas condições; portanto os modelos existentes apresentam-se idealizados em face as observações experimentais. É o caso dos denominados modelos clássicos de atrito e que são comumente adotados para a quantificação do atrito nos métodos de análise da mecânica da deformação [17-18], ou seja: o "modelo de Coulomb" (ou lei de Amontons) e o "modelo de cisalhamento constante".

No modelo de Coulomb, a tensão de cisalhamento da interface " τ ", isto é a tensão de atrito, é igual ao produto do denominado coeficiente de atrito " μ " pela pressão normal " p " às superfícies de contato, logo: $\tau = \mu.p$. Essa

idealização matemática, que se baseia no modelo físico de formação de pontos com micro-soldagens das rugosidades superficiais, das superfícies da peça e da ferramenta, e onde ocorre o cisalhamento na região adjacente aos pontos de micro-soldagens (como apresentado no Capítulo 3), permite determinar o coeficiente de atrito e obter uma idéia física do que ocorre.

No modelo de cisalhamento constante, a tensão de cisalhamento da interface " τ " é expressa matematicamente como o produto do denominado fator de atrito " m " pela máxima tensão de cisalhamento " τ_{\max} " que o material da peça de trabalho admite, isto é: $\tau = m \cdot \tau_{\max}$, sendo $0 \leq m \leq 1$. O modelo admite que na interface peça-ferramenta existe um meio interfacial de tensão de cisalhamento " $m \cdot \tau_{\max}$ " perfeitamente aderente a ambas as superfícies; essa situação é típica quando se coloca como lubrificante um "filme contínuo e sólido com comportamento idealmente plástico". Como exemplo, cita-se o emprego de filmes de metais duteis (como cobre, zinco, estanho e chumbo), e que são aplicados como revestimento em peças de aço e particularmente em chapas, facilitando a conformabilidade [19]; nesse caso o fator " m " passa a representar a resistência ao cisalhamento dos materiais da peça, do filme e dos contaminantes, e da natureza geométrica da interface.

Em ambos os modelos admite-se que " μ " e " m " dependem dos materiais da peça, da ferramenta e do lubrificante e não dependem da geometria da ferramenta e da peça durante o processamento e nem da velocidade relativa da interface; esta implícita, também, a hipótese de " μ " e " m " constantes.

A representatividade desses modelos quanto à aplicação aos processos de conformação plástica dos metais, pode ser rapidamente avaliada em função do comportamento típico da tensão de cisalhamento " τ " com a pressão normal de contato " p ", que se desenvolve nesses processos, e que esta apresentado esquematicamente na Figura 3 [16,20]. No início do processamento a massa do corpo, como um todo, permanece no regime de deformação elástica e somente as asperezas superficiais sofrem deformação plástica; nessas condições o comportamento da tensão de cisalhamento com a pressão normal é linear, indicando que a relação $\tau = \mu.p$ é aplicada de maneira satisfatória. A medida que o corpo da peça em conformação for sendo deformado plasticamente, com um todo, esse comportamento passa a ser não-linear, assintoticamente, deixando de ser representado pelo modelo de Coulomb. Os mecanismos de atrito que então se desenvolvem passam a ser influenciados, também, pela deformação plástica do corpo como um todo, que modifica continuamente a estrutura e, por conseguinte, as propriedades físicas e mecânicas do material da peça. Por outro lado, a tensão de cisalhamento da interface nunca excederá o valor correspondente à máxima

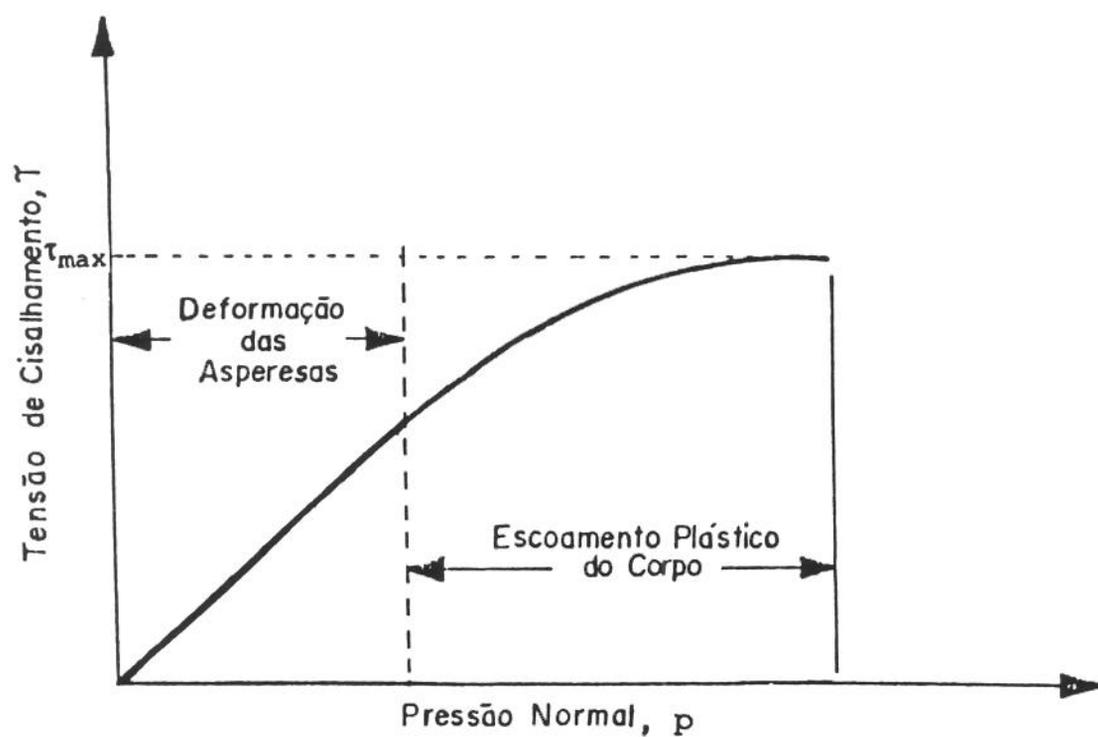


Figura 3 - Comportamento típico da tensão de cisalhamento em função da pressão normal, que se desenvolve na interface metal-ferramenta - adaptada de AVITZUR [16].

tensão de cisalhamento " τ_{\max} " que o material da peça admite; pois como " $\tau = \tau_{\max}$ " o movimento ao longo da interface é bloqueado (condição de aderência) e a deformação prossegue por cisalhamento sob a interface, pelo menos na ausência de qualquer contaminante interfacial. Com a utilização de lubrificação, a condição de aderência é evitada, verificando-se então a condição de cisalhamento " $\tau < \tau_{\max}$ "; para essa condição, a adoção do modelo de cisalhamento constante (que idealiza a resistência ao cisalhamento como sendo uma fração constante "m" de " τ_{\max} ") apresenta-se como o mais apropriado fisicamente.

Uma análise mais detalhada sobre os mecanismos de atrito que se desenvolvem na interface peça-ferramenta, e sobre a representatividade desses modelos clássicos de atrito, estão apresentados no Capítulo 3, itens 3.2 e 3.3.

1.3 Estudo do Atrito na Estampagem de Chapas de Aço com Revestimentos Metálicos

Os produtos estampados provenientes de chapas de aço com revestimentos metálicos, principalmente com zinco e com estanho, são de uso corrente nas mais diversas áreas da construção mecânica, civil e elétrica, e são responsáveis

pela utilização de parte de zinco e estanho usado nos processos de revestimentos dos aços visando a sua proteção contra a corrosão [21-23].

As chapas de aço com revestimentos metálicos, conformadas plasticamente vêm tendo crescente emprego, pois maiores exigências de qualidade, no que se refere a proteção contra a corrosão, são feitas aos produtos assim conformados. Exemplos notáveis são encontrados na fabricação de peças de carrocerias de veículos na indústria automobilística, a partir de chapas com revestimento de zinco, depositado por imersão a quente (galvanização) e/ou por eletrodeposição [24-26]; e na fabricação de embalagens e equipamentos de processamento de alimentos e equipamentos eletrônicos, a partir de chapas estanhadas por eletrodeposição [27].

Os processos de revestimentos de chapas permitem obter produtos de características controladas com precisão e que atendam aos requisitos de qualidade usuais das peças fabricadas por estampagem. Contudo a severidade de deformação existente nos processos de estampagem solicita excepcionalmente as chapas e exige uma atuação desses materiais de revestimento durante o processamento, cujo comportamento tribológico, na interface chapa-ferramenta, não está plenamente estabelecido [13;28-29]; o comportamento do atrito devido a propriedade de lubrificante apresentada

por esses materiais não foi ainda investigado suficientemente em condições de pressões elevadas entre superfícies de contato, uma mais dura do que a outra, que ocorre nos processos de estampagem.

A propriedade de lubrificante apresentada por esses materiais de revestimentos tem sido comprovada, a princípio, através de estudos efetuados para a avaliação da estampabilidade de chapas zincadas por imersão a quente (galvanizadas) [30-33] e estanhadas eletroliticamente [34-36]. Esses materiais conferem elevada ductilidade à camada de revestimento, facilitando as operações de estampagem; a presença dessas camadas facilita o deslizamento da chapa em contato com a superfície da ferramenta contribuindo para o aumento da estampabilidade, ou seja, que a chapa em conformação atinge (para as mesmas condições impostas no processo) maiores níveis de deformação sem atingir a ruptura. Essa propriedade de lubrificante conferida pelo material de revestimento é também observada industrialmente, pois constata-se que o uso deste tipo de chapa obriga periodicamente, a retirada de resíduos aderentes do metal de revestimento da superfície de ferramentas, o que comprova que há uma transferência gradativa de metal mais mole para a superfície do mais duro sem ruptura da camada de revestimento; como ocorre lubrificação imperfeita e alta pressão de trabalho, pode-se admitir que uma subcamada do revestimento deforma-se plasticamente deslizando em

microcamadas e assim opera como um lubrificante sólido |37|.

Como a severidade do processo de estampagem é medida pelo esforço de estampagem que depende muito das condições de atrito (e dos esforços de atrito resultantes) com origem, principalmente, no contato entre o sujeitador com a chapa e desta com a parte superior da matriz (no processo de embutimento) |38| e entre o punção e a chapa (no processo de estiramento) |39|, a propriedade de lubrificante exercida por esses materiais de revestimento influi decisivamente no comportamento do atrito entre a chapa e a ferramenta.

De um modo geral, o estudo do atrito na interação de superfícies com revestimentos metálicos (com zinco, estanho, cobre, índio, chumbo e ligas de chumbo) tem sido realizado, na maioria dos casos, em condições de solicitações de "baixa pressão interfacial" |40-49|. Essas condições são características daquelas existentes num sistema mecânico constituído, por exemplo, de eixo-mancal de máquinas, e portanto, significativamente diferentes das condições de um sistema mecânico que caracteriza os processos de conformação plástica dos metais (e por conseguinte os de estampagem) por duas razões |50|:

1ª A situação física de um sistema "peça de trabalho-ferramenta de conformação" caracteriza-se pela presença da deformação plástica da peça de trabalho e isso não ocorre num sistema eixo-mancal.

2ª. A influência da lubrificação, e conseqüentemente do atrito, é mais complexa no primeiro sistema.

O primeiro estudo sistemático sobre o comportamento do atrito em superfícies com revestimentos metálicos (metal duro revestido com metal mole) e em condições de solicitações de "baixa pressão interfacial", foi apresentado por BOWDEN-TABOR [40]. As observações experimentais permitem verificar o seguinte [51-52]:

1º O atrito depende somente da resistência ao cisalhamento da camada de revestimento e da largura da impressão formada (que contribui para a definição de área de contato); a natureza do substrato e a carga aplicada (dentro de certos limites) não exercem influência; isso para que o cisalhamento ocorra apenas na camada de revestimento- (experiências conduzidas com um cursor esférico de aço sobre placas planas de aço, prata e cobre, revestidas com chumbo).

2º O atrito depende da espessura da camada de revestimento, Figura 4; a medida que se reduz a espessura da camada o atrito decresce, pois tornam-se menores a largura da impressão e a área de contato; contudo, existe um limite mínimo de espessura que quando é atingido o atrito volta a crescer, pois é possível, nesse caso, que se inicie um contato direto - através da camada de revestimento - com o substrato de metal duro; esse contato pode também ocorrer para níveis de carga mais elevados. Experiências realizadas com cursor de esfera de aço com 0,3 cm (3 mm) de raio e com cargas de 4000 gf (39,2 N); o revestimento é de índio em aço ferramenta e a espessura mínima verificada é de 10^{-6} cm (0,01 μm); no caso de experiências para verificar a influência de níveis de cargas mais elevados, aplicam-se forças de 500 a 8000 gf (4,9 a 78,4 N) com o mesmo cursor de aço em revestimento de 3×10^{-3} cm (30 μm) de índio em aço.

3º O coeficiente de atrito no contato com a superfície revestida com metal mole diminui a medida que a carga aumenta, Figura 5; o aumento da deformação do substrato, devido o aumento de carga, provoca apenas um pequeno aumento da área de contato e, conseqüentemente, também, um pequeno aumento da

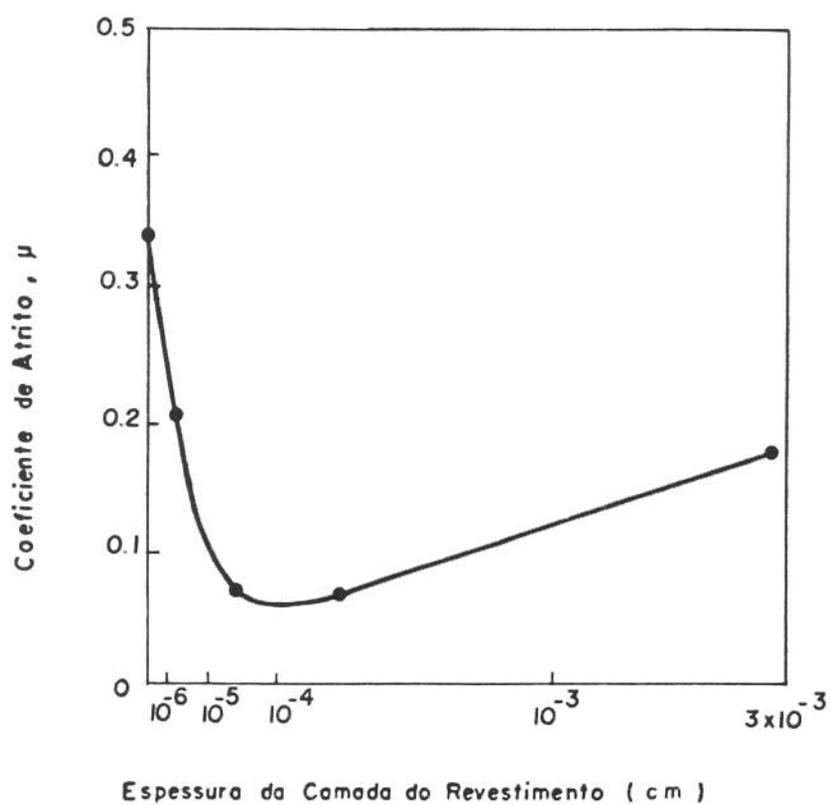


Figura 4 - Influência da espessura da camada de revestimento mole (índio) num substrato duro (aço ferramenta)", sobre o coeficiente de atrito - adaptada de BOWDEN-TABOR [40].

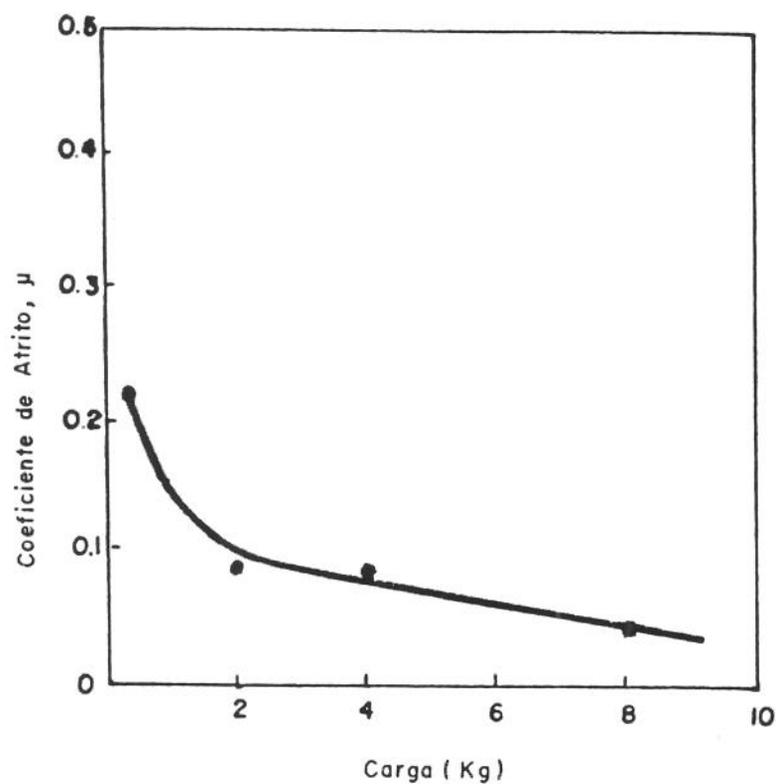


Figura 5 - Influência da carga no coeficiente de atrito; aço ferramenta revestido com película de índio de $40 \mu\text{m}$ - adaptada de BOWDEN-TABOR [40].

força de atrito, não proporcional a carga aplicada. Experiências realizadas em superfícies de aço ferramenta, com cargas de 400 a 8000 gf (3,9 a 78,4 N) e com revestimento de índio de 4×10^{-4} cm (40 μ m).

4º Um filme de revestimento metálico dútil se comporta de forma semelhante ao filme lubrificante líquido, pois reduz o coeficiente de atrito e protege a superfície do substrato; desgasta-se gradativamente por solicitações sucessivas. Contudo, o comportamento é diferente quanto a necessidade de ter uma espessura maior (cerca de um mínimo de 0,1 μ m em relação a 1 ou 2 espessuras moleculares dos lubrificantes líquidos) e quanto à obediência do modelo de atrito de Coulomb.

A influência da espessura de filmes de revestimentos metálicos no atrito, foi posteriormente investigada por diferentes pesquisadores, para outras condições de ensaios (como o ensaio de esfera-sobre-disco). SHERBINEY-HALLING [44] e SHIMURA et alii [45], confirmaram o resultado obtido por BOWDEN-TABOR (op. cit.), indicando a existência de uma espessura crítica que corresponde a um coeficiente de atrito mínimo. Para espessuras muito pequenas o coeficiente de atrito é elevado, e esse fato está associado a ruptura do filme de revestimento; para espessuras relativamente grandes, o coeficiente de atrito é também elevado e a causa é a perda

de capacidade do revestimento suportar a carga normal. Contudo outros trabalhos, como os de TSUYA-TAKAGI [46] e TAKAGI-LIU [47], não apontam para os mesmos resultados; nesses casos o coeficiente de atrito cresce com o aumento da espessura do filme. As razões indicadas para não se obter evidências conclusivas da existência de uma espessura ótima correspondente a um coeficiente de atrito mínimo são decorrentes das seguintes influências:

- Comportamento diferenciado para os diferentes materiais de revestimento, em decorrência de suas propriedades mecânicas (como dureza e plasticidade) e físicas (como capacidade de aderência).
- Comportamento dos diferentes tipos de ensaio de atrito, quanto a natureza dos equipamentos e aos métodos adotados.
- Existência de duas interfaces, uma entre o substrato e o filme e outra entre o filme e o cursor.
- Presença de uma terceira interface, constituída pelo contaminante na superfície do filme (lubrificantes, óxidos, etc.).

-Morfologia do depósito que constitui o filme, que depende da natureza do material depositado e do tipo de processo de deposição, em comparação à morfologia desse material na forma massiva (não como revestimento).

-Nível da carga normal e da velocidade de deslizamento.

-Rugosidade (e também, em alguns casos, da porosidade) do filme atuando diretamente no atrito, e da rugosidade do substrato condicionado a morfologia do filme; para filmes finos é de se esperar uma influência maior da rugosidade do substrato.

Além das observações acima apresentadas, ressalta-se ainda as seguintes:

-Quando o filme é muito fino, a dureza efetiva do sistema envolvendo o filme e o substrato é diferente das durezas do material do filme e do substrato verificados isoladamente; a dureza efetiva é função da espessura do filme e da carga aplicada; a área real de contato, no momento do processo de deslizamento, quando ocorre o fenômeno do atrito, depende geralmente da dureza efetiva; conseqüentemente, a força de atrito é dependente da

espessura do filme e da carga aplicada - HALLING |48|.

-O coeficiente de atrito de filmes de chumbo é função não somente das propriedades do material mas do sistema mecânico na região de contato e, posteriormente, da área real de contato e da espessura do filme - FINKIN |49|.

-Em decorrência de resultados nem sempre coerentes, as considerações teóricas do comportamento tribológico de filmes dúteis diferem entre os pesquisadores; e a razão principal desse fato é ainda o pouco conhecimento que se tem sobre as propriedades mecânicas, físicas e químicas dos filmes depositados em um substrato - SHIMURA et alii |45|.

Com relação ao estudo do atrito em um sistema chapa-ferramenta, envolvendo o processamento de chapas de aço com revestimentos metálicos, destacam-se na literatura os trabalhos publicados por MISRA-RAJAGOPAL |36|, MAKIMATTILA - RANTA ESKOLA |53| e RAJAGOPAL |54|.

MISRA-RAJAGOPAL |36|, utilizando chapas de aço com revestimentos de estanho, determinaram o comportamento do atrito em função da variação da espessura de revestimento, nos processos de embutimento e "trefilação de chapa"; no

processo de embutimento esse comportamento foi determinado para a região da chapa localizada entre o sujeitador e a borda da matriz, ou seja, para a região do flange em conformação; no processo de "trefilação de chapa", o comportamento foi determinado para o atrito que se desenvolve no contato chapa-matriz e chapa-punção. Nos ensaios de embutimento foram utilizados como lubrificante, "água" e uma emulsão com "15% de óleo e água", enquanto que os de "trefilação de chapa" foram realizados "a seco".

Utilizando expressões matemáticas da literatura, os autores calcularam os respectivos coeficientes de atrito, para as várias espessuras de revestimentos ensaiadas; os resultados então obtidos estão apresentados nas Figuras 6 e 7. De um modo geral, para ambos os processos, os resultados demonstram claramente que o comportamento do atrito é decrescente com o aumento da espessura da camada de revestimento; para a região do flange (no embutimento) a lubrificação exercida pela emulsão óleo-água, propicia ainda uma sensível diminuição dos valores dos coeficientes de atrito, quando comparados aos obtidos para as mesmas espessuras de revestimento, tendo sido usado água como lubrificante (Figura 6); já no processo de "trefilação de chapa", a sensível diferença existente entre os valores dos coeficientes de atrito calculados para a interface chapa-punção e chapa-matriz (Figura 7), é devida a intensa deformação plástica que ocorre na superfície da chapa em

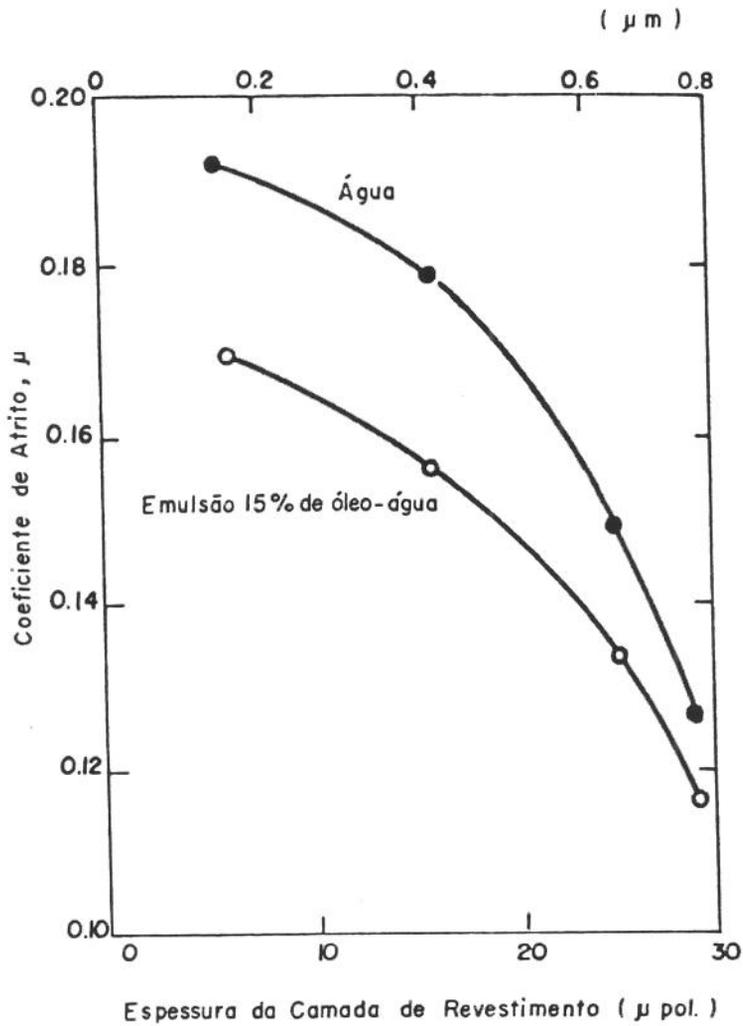


Figura 6 - Influência da espessura da camada de estanho sobre o coeficiente de atrito, no processo de embutimento (região do flange); interfaces lubrificadas com água, e com emulsão de 15% de óleo e água - adaptada de MISRA-RAJAGOPAL [36].

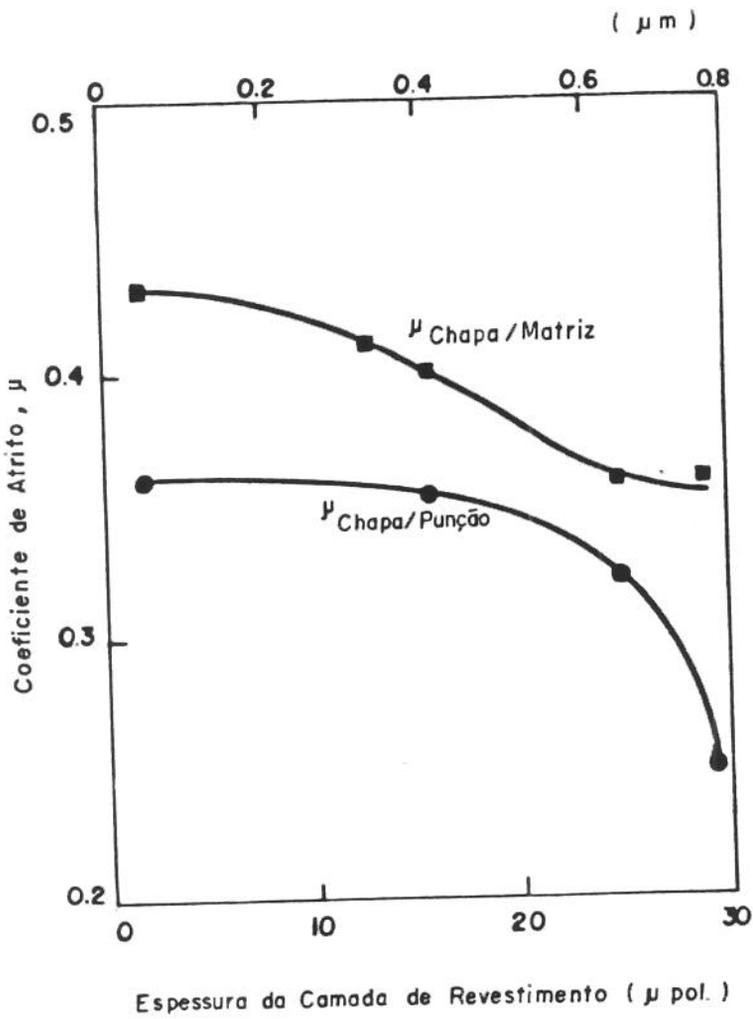


Figura 7 - Influência da espessura da camada de estanho sobre o coeficiente de atrito, no processo de trefilação de chapas" (interfaces chapa-matriz e chapa-punção) - adaptada de MISRA-RAJAGOPAL [36].

contato com a matriz, originando os valores de coeficientes de atrito mais elevados.

Por fim, ressalta-se, que não foram mencionados nesse trabalho os mecanismos de atrito associados aos resultados apresentados.

MAKIMATTILA e RANTA ESKOLA [53], utilizando tiras de aço provenientes de chapas galvanizadas com zinco puro, depositado com espessuras de 12, 20 e 25 μm , determinaram o compartimento do atrito em função da pressão normal de contato na interface tira-ferramenta, através de ensaios simulativos de dobramento sob tensão; os ensaios foram realizados sem lubrificação, e o comprimento de deslizamento da superfície da tira sobre a ferramenta foi de 200 mm. Parte dos resultados então obtidos, estão apresentados na Figura 8. Em função do aumento da pressão de contato observa-se que os valores dos coeficientes de atrito inicialmente diminuem e posteriormente passam a aumentar; observa-se ainda que esse comportamento é apresentado para as diferentes espessuras das camadas de revestimento ensaiadas, embora os valores dos coeficientes de atrito sofram uma sensível tendência de redução com o aumento dessas camadas.

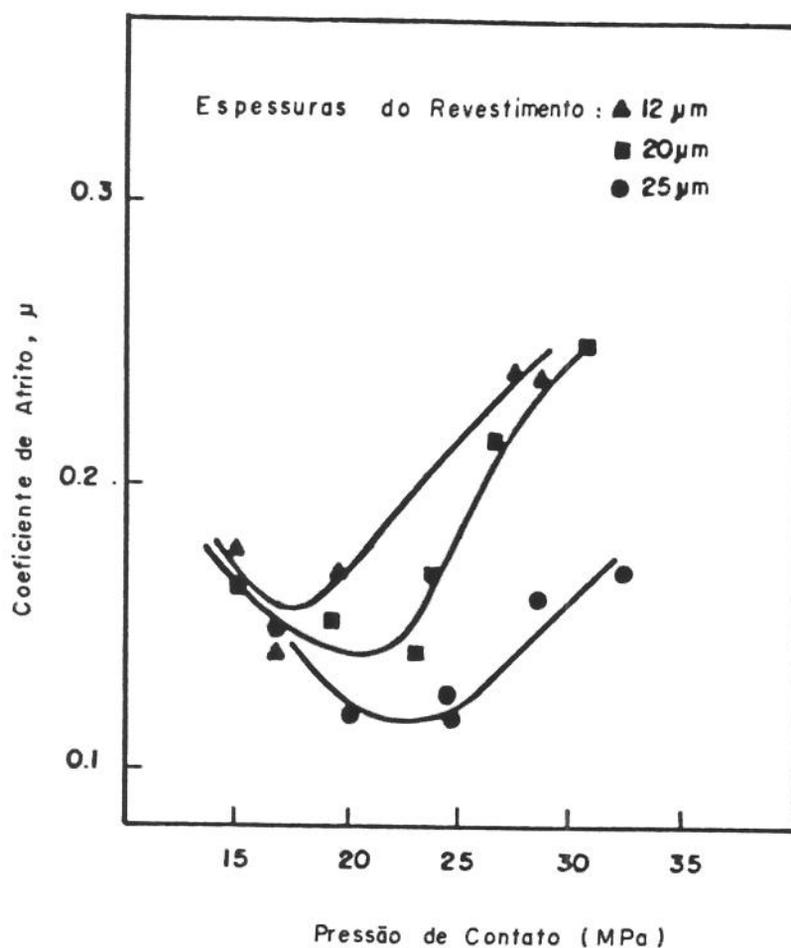


Figura 8 - Variação do coeficiente de atrito em função da pressão normal de contato, em tiras de aço galvanizadas (com zinco puro) com diferentes espessuras de camadas do revestimento; ensaio simulativo de "dobramento sob tensão" (raio de dobramento - 5 mm) - MAKIMATILA - RANTA ESKOLA [53].

Diante dos resultados experimentais verificados, e baseados em observações decorrentes da interação superficial tira-ferramenta, os autores concluíram que a mudança do comportamento do atrito (de descentente para ascendente) deve-se ao fato da ruptura da camada do material do revestimento, com o progressivo aumento da pressão normal de contato, ocasionando o alojamento de partículas de zinco nos vales das rugosidades superficiais da ferramenta (fenômeno esse denominado "pick-up"), com a conseguinte sujeição de superfícies novas à ação do atrito que se aderem ("galling"), e que apresentam resistência ao cisalhamento mais elevada; o aumento da resistência ao cisalhamento do material do substrato (em função da deformação plástica) e o despreendimento de partículas de óxidos existentes sobre o revestimento, contribuem também para a elevação dos valores dos coeficientes de atrito observados.

No trabalho de RAJAGOPAL [54], foi determinado o coeficiente de atrito na interface chapa-punção, no ensaio de embutimento. Dentre os corpos de prova ensaiados, destacam-se os provenientes de chapa de aço para estampagem, e com revestimento de estanho, eletrodepositado com as espessuras de 0,05; 0,33; 0,41; 0,64 e 0,74 μm . Todos os corpos de prova foram ensaiados na condição de interface "à seco", e lubrificada (com emulsão de 15% de óleo e água).

A partir do equacionamento do sistema de tensões atuante na interface chapa-punção, o autor estabeleceu uma expressão matemática para o cálculo do coeficiente de atrito, cujos os valores das variáveis relacionadas nessa expressão, foram obtidos através dos ensaios de embutimento. Os coeficientes de atrito então calculados, nas condições das interfaces acima mencionadas, estão apresentados na Tabela 1. Como era de se esperar, os valores dos coeficientes de atrito obtidos para os corpos de prova ensaiados sem lubrificação, são mais elevados do que os ensaiados com lubrificação (emulsão com 15% de óleo e água); por outro lado, para os corpos de prova com revestimentos, e ensaiados a seco, não há uma distinção acentuada na variação dos valores dos coeficientes de atrito, em função das respectivas espessuras das camadas do revestimento. Quanto a essa observação, o autor justifica que devido a pressão de contato na interface chapa-punção ser da ordem de 3 MPa, a tensão de cisalhamento tangencial devido ao atrito esta em torno de 1 MPa, bem abaixo da tensão de cisalhamento do estanho, que é da ordem de 5 MPa; conseqüentemente não haverá escoamento plástico nas camadas de revestimento, passando o estanho a ser um mero inibidor do contato metal-metal. Além do mais, o aumento da espessura de revestimento não afeta as condições de atrito na região cilíndrica do punção, exceto quando a emulsão lubrificante está presente; nesse caso os revestimentos atuam retendo e arrastando o lubrificante, o que é demonstrado pelos valores dos

Tipo e espessura de revestimento	Coeficiente de atrito	
	condição da interface	
	a seco (1)	lubrificada (2)
sem revestimento	0,27	0,27
com revestimento de Sn - 0,05 μm (3)	0,43	0,25
com revestimento de Sn - 0,33 μm	0,39	0,26
com revestimento de Sn - 0,41 μm	0,32	0,25
com revestimento de Sn - 0,64 μm	0,40	0,19
com revestimento de Sn - 0,74 μm	0,42	0,14

Metal base: chapa de aço acalmado com alumínio

(1) - limpeza com acetona

(2) - emulsão com 15% de óleo e água

(3)- espessura da camada de revestimento

Tabela 1-Coeficientes de atrito na interface chapa-punção, no processo de embutimento -adaptado de RAJAGOPAL |54|.

coeficientes de atrito obtidos com os corpos de prova com revestimentos e lubrificados com a emulsão óleo-água; com o aumento da espessura da camada de revestimento, observa-se que os valores dos coeficientes de atrito tendem a decrescer, com a retenção e o transporte da emulsão, notadamente para as duas maiores espessuras de camadas de revestimento.

1.4 - Objetivos do Trabalho

Em decorrência da análise das informações colhidas na literatura, apresentadas ao longo desse capítulo, verifica-se a importância do estudo do atrito na interação da superfície de contato chapa-ferramenta, nos processos de estampagem. Verifica-se ainda que a análise do fenômeno do atrito nesses processos é de natureza complexa, em função do número de variáveis de influência e que se relacionam; o inter-relacionamento dessas variáveis dificulta também o equacionamento matemático do fenômeno do atrito tal como se desenvolve na interface chapa-ferramenta.

Um aspecto de particular interesse abordado na literatura, diz respeito às potencialidades de serem desenvolvidos estudos sobre o fenômeno do atrito no processamento de chapas de aço com revestimentos metálicos. Estudos comprovam que os materiais metálicos comumente

utilizados como revestimento conferem elevada dutilidade à camada de revestimento, facilitando o deslizamento da chapa em contato com a superfície da ferramenta, contribuindo de certa forma para o aumento da estampabilidade; como ocorre lubrificação imperfeita e elevada pressão de trabalho, pode-se admitir que uma subcamada do revestimento deforma-se plasticamente e assim opera como um lubrificante sólido que reduz, conseqüentemente, o atrito. Portanto os materiais de revestimentos, além de conferirem proteção contra a corrosão aos produtos estampados, apresentam a propriedade adicional de atuarem como lubrificante durante o processamento da chapa. Entretanto, através da revisão bibliográfica realizada sobre o estudo do atrito em um sistema chapa-ferramenta, envolvendo o processamento de chapas de aço com revestimentos metálicos, constata-se que o comportamento do atrito em face à influência do material de revestimento ainda não foi investigado suficientemente em condições de elevados níveis de pressão que atuam na interface chapa-ferramenta, aumentando a superfície de contato com a sujeição de superfícies novas à ação do atrito; estando implícito, portanto, toda a complexidade característica do regime de deformação plástica que modifica continuamente as estruturas, e por conseguinte as propriedades mecânicas dos materiais da chapa (metal base) e do revestimento. Por outro lado, constata-se ainda a necessidade de serem realizados estudos comparativos para diferentes materiais e espessuras de revestimentos, notadamente em chapas conformadas por

estiramento, onde a propriedade de lubrificante exercida pelos materiais de revestimentos deve ser também avaliada, já que a severidade de deformação depende muito das condições de lubrificação, e por conseguinte, dos níveis de atrito resultantes, entre a chapa e o punção (ferramenta).

Assim, tendo-se por base as justificativas acima apresentadas para o estudo do atrito no processamento de chapas com revestimentos metálicos, o presente trabalho será desenvolvido com a finalidade de serem atingidos os seguintes objetivos:

- 1º Avaliar o comportamento do atrito, no processo de estiramento de chapa de aço com revestimento metálico.

- 2º Analisar comparativamente o comportamento do atrito para diferentes espessuras do revestimento, mantendo-se constante as propriedades e espessura do metal base (chapa metálica); como material de revestimento será utilizado o estanho, e como metal base, aço acalmado com alumínio laminado a frio. O processo de revestimento será o de eletrodeposição; o material de revestimento será eletrodepositado sobre o metal base com as seguintes espessuras nominais: 5, 10, 15, 20, 25, 30, 40, 50 e 60 μm .

Os objetivos acima mencionados serão alcançados, determinando-se a tensão de atrito e o coeficiente de atrito na interface chapa-punção, e os parâmetros de estampabilidade, ou seja, a força máxima de estiramento e o deslocamento máximo do punção, atingidos ao final do ensaio no ponto de estrição (correspondentes, respectivamente, à altura máxima da calota estirada); em função da espessura de revestimento.

A determinação da tensão de atrito e do coeficiente de atrito será efetuada a partir da aplicação do método de análise da mecânica da deformação, denominado "Método da Divisão em Elementos"; em função do qual serão interpretados os resultados experimentais. Tendo-se assim, uma avaliação global das condições de atrito, relativas à resistência ao cisalhamento do sistema de superfícies formado pelo metal base (chapa de aço acalmado ao alumínio), pelas diferentes espessuras de camadas do material de revestimento (estanho), pelos contaminantes e pela natureza geométrica da interface.

Os parâmetros de estampabilidade serão obtidos diretamente dos ensaios de estiramento, que serão realizados "a seco", isto é, sem a presença de lubrificante.

Referências Bibliográficas

- |1| DROZDA, T.J. Tool and manufacturing engineers handbook. 4. ed. Dearborn, Society of Manufacturing Engineers, 1984. p. 4-46: Forming.
- |2| AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Metals handbook. 9. ed. Metals Park, American Society for Metals, 1988. v. 14, p. 521-654: Forming and forging.
- |3| EKSERGIAN, G.L. The plastic behavior of metals in drawing, Transactions of the ASME, New York, vol. 48, p. 609, 1926. Apud: ESHEL, G. et al. Rule based modeling for planning axisymmetrical deep-drawing. Journal of Mechanical Working Technology, Amsterdam, v. 14, n. 1, p. 7, Dec. 1986.
- |4| LEE, D. Computer-aided control of sheet metal forming process, Journal of Metals, Warrendale, vol. 34, n. 11, pp. 20-29, Nov. 1982.
- |5| STINE, P.A. et alii CAE sheet metal formability model-predictive capability improved with experimentally derived input data. In: WANG, N.M.; TANG, S.C. Computer Modeling of Sheet Metal Forming Process. Ann Arbor, ASME, 1985. p. 107-20.
- |6| KARIMA, M.; RICHARDSON. J. A knowledge based systems framework for computer-aided technologies in metal-forming. Journal of Mechanical Working Technology, Amsterdam, v. 15, n. 3, p. 253-73, Dec. 1987.
- |7| TSENG, A.A. Computer-aided forming for sheet-metal parts, Journal of Metals, Warrendale, v. 40, n. 4, p. 12-5, Apr. 1988.
- |8| MELLOR, P.B. Sheet-metal forming. International Metals Reviews, Metals Park, v. 26, n. 1, p.1, 1981.
- |9| BRESCIANI FILHO, E. et al Conformação plástica dos metais, 2 ed. Campinas, UNICAMP, 1985. v. 2, p. 180-1.

- [10] DOWSON, D. History of tribology. Longman, London, 1979. Apud: SCHEY, S.A. Tribology in metalworking. Metals Park, American Society for Metals, 1983. Cap 2, p.5: Friction in metalworking.
- [11] SCHEY, J.A. Tribology in metalworking. Metals Park, American Society for Metals, 1983. Cap. 2, p. 16-21: Friction in metalworking.
- [12] BRESCIANI FILHO, E. Conformação plástica de chapas de aço galvanizadas. São Paulo, 1980. p. 144. Tese (Livres Docência) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.
- [13] KALPAKJIAN, S. Recent progress in metal forming tribology. Journal of Applied Metalworking, Metals Park, v. 4, n° 3, p. 279, Jul. 1986.
- [14] YOON, B.B.; RAO, R.S.; KIKUCHI, N. Sheet Stretching: A theoretical - experimental comparasion. International Journal of Mechanical Sciences, Oxford, v. 31, n° 8, p. 580, 1989.
- [15] JACKSON, J.E.; GANGJEE, T.; HAQUE, I. Lubrication modeling and its effects an simulation of material forming. Transactions of the ASME. Series H: Journal of Engineering Materials and Technology, New York, v. 111, n° 1, p. 74-80, Jan. 1989.
- [16] SHAW, M.C.; BER, A.; MAMIN, P.A. Friction characteristic of sliding surfaces undergoing subsurface plastic flow. Transactions of the ASME. Series D: Journal of Basic Engineering, New York, v. 82, n° 2, p. 342-6, Jun. 1960.
- [17] WILSON, W.R.D. Friction and lubrication in bulk metal-forming processes. Journal of Applied Metalworking. Metals Park, v. 1, n° 1, p. 7-19, Jul. 1979.
- [18] _____. Friction and lubrication in sheet metal forming. In: SYMPOSIUM ON MECHANICS OF SHEET METAL FORMING, Warrendale, 1977. Mechanics of sheet metal forming: proceedings. New York, Plenum Press, 1978. p. 157-77.

- |19| SCHEY, J.A., 1983, op. cit., Cap. 4, p. 161-4: Metalworking lubricants.
- |20| AVITZUR, B. Handbook of metal forming processes. John Wiley, 1983. Cap. 6, p. 952: Friction.
- |21| AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Metals handbook. 9 ed. Metals Park, American Society for Metals, 1978. v. 1, p. 167-751: Properties and selection - irons and steels.
- |22| _____, 1988, op. cit., p. 560: Press Forming of Coated Steel.
- |23| SCHEY, J.A., 1983, op. cit. Cap. 4, p. 162: Metalworking lubricants.
- |24| AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1988, op. cit., p. 561: Press Forming of Coated Steel.
- |25| SCHEY, J.A., 1983, op. cit. Cap. 10, p. 545: Sheet metalworking.
- |26| BRESCIANI FILHO, E., 1980, op. cit., p. 13.
- |27| CHIAVERINI, V. Aços e ferros fundidos. 6 ed. São Paulo, ABM, 1989. Cap. 13, p. 235: Aços para chapas.
- |28| HAYS, D.F. Research in mechanical systems: Tribology. Transactions of the ASME. Series F: Journal of Tribology, New York, v. 106, n° 1, p. 18-9, Jan. 1984.
- |29| CHENG, F.L.; AICHBHAUMIK, D. The effect of hot-dipped galvanized coating on the edge and plane strain formabilities of high strength steels. Journal of Applied Metalworking. Metals Park. v. 4, n° 2, p. 176. Jan. 1986.
- |30| BRESCIANI FILHO, E., 1980, op. cit., pp. 1-214.

- |31| CHENG, F.L.: AICHBHAUMIK, D., 1986, op. cit., pp. 176-82.
- |32| WERNECKE, W., MUSCHENBORN, W. Formability aspects of galvanneal steel sheet. In: INTERNATIONAL DEEP DRAWING RESEARCH GROUP, Amsterdam, 1985. IDDRG'85: proceedings. Amsterdam, IDDRG, 1985. Paper 16. Apud: AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Metals Handbook. 9 ed. Metals Park, 1988. v. 14, p. 561.
- |33| BLANCHARD, G. Comparative study using simulative tests on the press formability of coated high strength steel sheets. In: INTERNATIONAL DEEP DRAWING RESEARCH GROUP, Amsterdam, 1985. IDDRG'85: proceedings. Amsterdam, IDDRG, 1985. Apud: AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Metals handbook. 9 ed. Metals Park, 1988. v. 14, p. 566.
- |34| DUCKETT, R.; BARRY, B.T.K.; ROBINS, D.A. Effect of tin coatings on the drawability of steel sheet, Sheet Metal Industries, Surrey, v. 45, p. 666-70, Sept. 1968.
- |35| ____; THWAITES, C.S. A note on the wall-ironing of cups drawn from tinplate. Sheet Metal Industries, Surrey, v. 48, p. 274-6, Apr. 1971.
- |36| MISRA, S.; RAJAGOPAL, S. Influence of tin coating thickness on the drawability and ironability on tin plate in D&I Canmaking. In: INDUSTRIAL INTERNATIONAL CONFERENCE ON LUBRICATION CHALLENGES IN METALWORKING AND PROCESSING, Chicago, 111., 1989. Proceedings. Chicago, 111, IIT Research Institute, 1979. p. 85-93.
- |37| BRESCIANI FILHO, E., 1980, op. cit., p. 183.
- |38| ____, 1985, op. cit., v. 1, p. 110.
- |39| GHOSH, A. K. A method for determining the coefficient of friction in punch stretching of sheet metals. International Journal of Mechanical Sciences, Oxford, v. 19, n° 8, p. 457-70, 1977.

- |40| BOWDEN, F.D.; TABOR, D. The friction and lubrication of solids. Clarendon Press, London, Part 1, 1954, p. 111-21.
- |41| FINKIN, E.F. A theory for the effects of film thickness and normal load in the friction of thin films. Transactions of the ASME. Series F: Journal of Lubrication Technology, New York, v. 91, n° 3, p. 551-6, Jul. 1969.
- |42| KATO, S. et al. Frictional properties of a surface covered with a soft metal film - Part 1: Experiments on friction between a single protuberance and surface. Transactions of the ASME. Series F: Journal of Lubrication Technology, New York, v. 103, n° 2, p. 236-42, Apr. 1981.
- |43| _____. _____. Part 2: Analysis of friction between a single protuberance and a surface. Transactions of the ASME. Series F: Journal of Lubrication Technology, New York, v. 104, n° 1, p. 39-45, Jan. 1982.
- |44| SHERBINEY, M.A.; HALLING, J. Friction and wear of ion-plated soft metallic films, Wear, Lausanne, v. 45, n° 2 p. 211-20, 1977.
- |45| SHIMURA et alii. Frictional properties of sputtered tin film, Wear, Lausanne, v. 49, n° 1, p. 179-93, 1978.
- |46| TSUYA, Y.; TAKAGI, R. Lubricating properties of lead films on copper, Wear, Lausanne, n° 7, p. 131-43, 1964. Apud: SAKAMOTO, T.; OHTANI, M.; TSUKIZOE, T, Friction between soft metal and hard thin films electroplated on softer substrate, WEAR, Lausanne, v. 114, n° 3, p. 309-26, 1987.
- |47| TAKAGI, R.; LIU, T. The lubrication of steel by electroplated gold, Transactions of the ASLE, n° 10, p. 115-23, 1967.

- |48| HALLING, J. Surface coatings-materials conservation and optimum tribological performance, Tribology International, v. 12, p. 203-8, 1979. Apud: SAKAMOTO, T.; OHTANI, M.; TSUKIZOE, T. Friction between soft metal and hard thin films electroplated on softer substrate, WEAR, Lausanne, v. 114, n.º 3, p. 309-26, 1987.
- |49| FINKIN, E.F. Friction of lead films in spherical contact, Journal of Lubrication Technology, ASME, p. 328-32, Jul., 1973.
- |50| BRESCIANI FILHO, E. Tribologia na conformação plástica. EPUSP/UNICAMP, 1987. v. 2, p. 45. Apostila de Curso de Pós-Graduação.
- |51| _____. _____, 1987, v. 1, p. 32-6.
- |52| _____. Propriedades tribológicas de revestimentos sólidos. FEM/UNICAMP, 1982. (a ser publicado)
- |53| MAKIMATTILA, S.; RANTA-ESKOLA, A. Behaviour of galvanized coatings during forming. In: INDUSTRIAL INTERNATIONAL CONFERENCE ON LUBRICATION CHALLENGES IN METALWORKING AND PROCESSING, Chicago, 111., 1979. Proceedings. Chicago, 111., IIT Research Institute, 1979. p. 293-304.
- |54| RAJAGOPAL, S. A deep drawing test for determining the punch coefficient of friction. Transactions of the ASME. Series B: Journal of Engineering for Industry, New York, v. 103, n.º 2, p. 197-202, May 1981.

CAPÍTULO 2

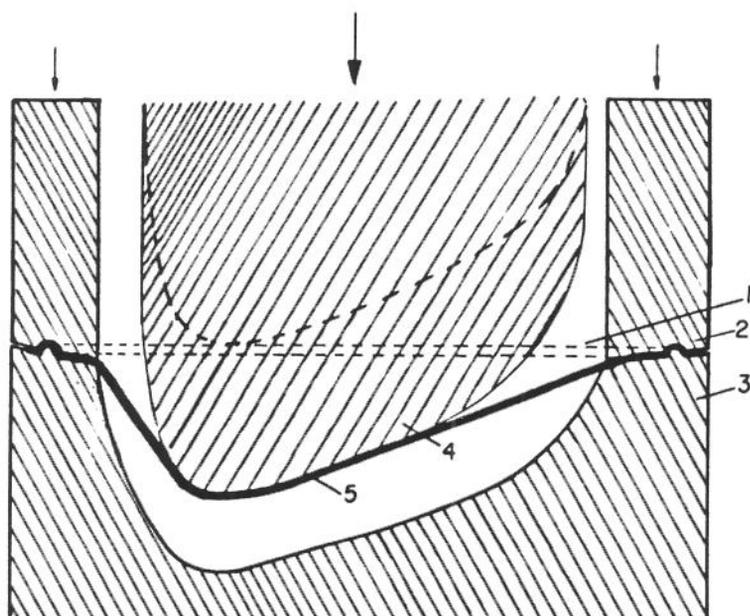
ESTAMPAGEM POR ESTIRAMENTO

2.1 Princípios do Processo

Uma peça típica estampada por estiramento, a partir de uma chapa metálica fina, é a apresentada esquematicamente na Figura 9. Inicialmente a chapa (1) é convenientemente fixada na extremidade pela ação do prensa-chapa (2) sobre a borda da matriz (3) e, em seguida, conformada pela ação do punção (4) que é deslocado em direção à cavidade da matriz, até a configuração final da peça (5). Ao longo da superfície da chapa, na cavidade da matriz, pode-se considerar que atua um estado de tensão biaxial de tração [1], que a deforma plasticamente reduzindo, conseqüentemente, a sua espessura.

A intensidade do estado de tensão varia em pontos diferentes da chapa (no mesmo estágio de conformação) e também para um mesmo ponto (nos estágios subseqüentes de conformação).

Em decorrência do movimento relativo na interface chapa-punção, devido ao escoamento plástico do material da chapa em conformação, verifica-se o atrito influenciando sensivelmente a distribuição de deformação [2-4]; dependendo

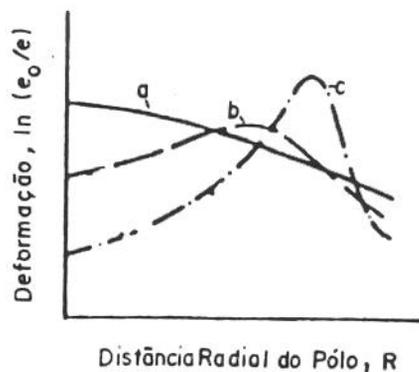
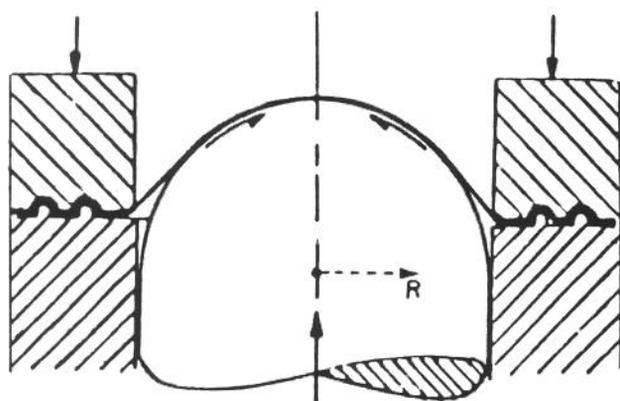


- | | |
|------------------|-------------------------|
| 1 - Chapa | 4 - Punção |
| 2 - Prensa-Chapa | 5 - Peça em conformação |
| 3 - Matriz | |

Figura 9 - Representação esquemática de uma peça típica estampada por estiramento - adaptada de GHOSH [2].

do nível de atrito desenvolvido, e por conseguinte do grau de deformação resultante, a chapa em conformação poderá vir a apresentar pontos de estricção e/ou de fratura, ocorrendo o insucesso da operação.

A influência das condições de lubrificação e consequentemente de atrito, na distribuição de deformação, para o caso típico de chapas ensaiadas por estiramento está apresentada na Figura 10: na ausência de atrito, uma condição que pode ser obtida pelo emprego de um fluido hidráulico pressurizado em substituição ao punção metálico (ensaio hidrostático), a deformação da chapa dar-se-á de maneira uniforme a medida que a espessura diminui gradualmente até que ocorra a fratura |5-6|; na presença de atrito, chapa estampada através de um punção metálico, a distribuição de deformação ao longo da superfície da chapa torna-se-a não uniforme e a fratura ocorrerá mais localizada |7|, sendo ainda diferenciada em relação às condições de lubrificação, e consequentemente de atrito, existentes. Essas condições de interface determinam ainda, os limites máximos para a força de estiramento e para a altura da calota estirada, atingidos ao final do ensaio no ponto de extricção ou de fratura (falha) |8-9|, conforme pode-se verificar através das Figuras 11 e 12.



e_0 = espessura inicial da chapa

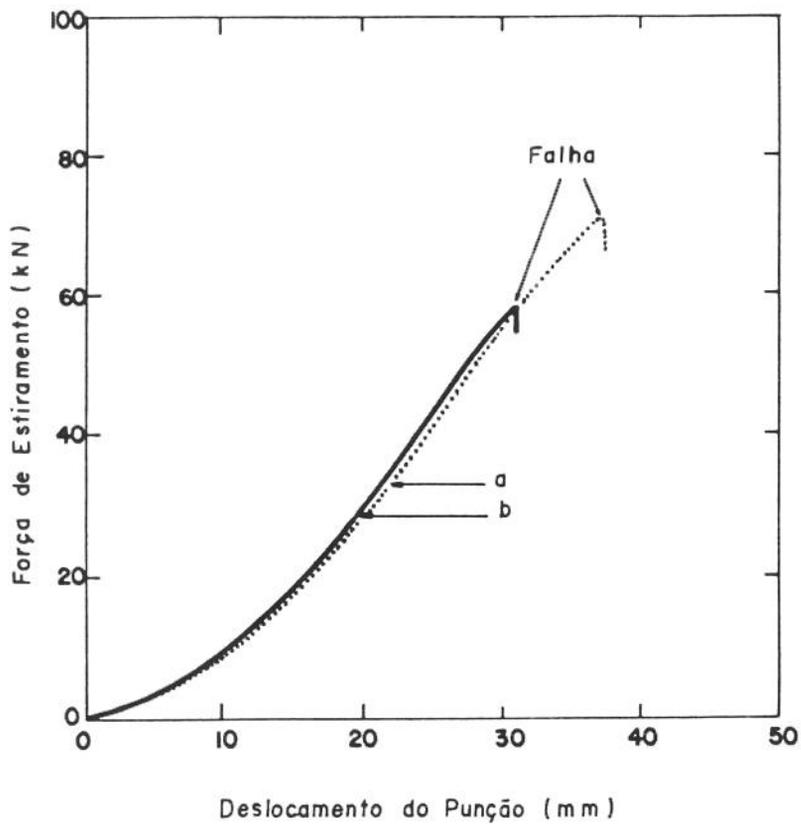
e = espessura da chapa no ponto considerado

a: ensaio hidrostático (ausência de atrito)

b: ensaio com punção metálico lubrificado (com menor nível de atrito)

c: ensaio com punção metálico lubrificado (com maior nível de atrito)

Figura 10 - Influência das condições de lubrificação, e consequentemente de atrito, na distribuição de deformação, para o caso típico de chapas ensaiadas por estiramento - SCHEY [4].



a: com lubrificação (PTFE* + película de PE**)

b: sem lubrificação

* PTFE = politetrafluoretileno ou Teflon ®

** PE = polietileno

Figura 11 - Força de estiramento vs. deslocamento do punção, no ensaio de chapas de aço com punção hemisférico - GHOSH [8].

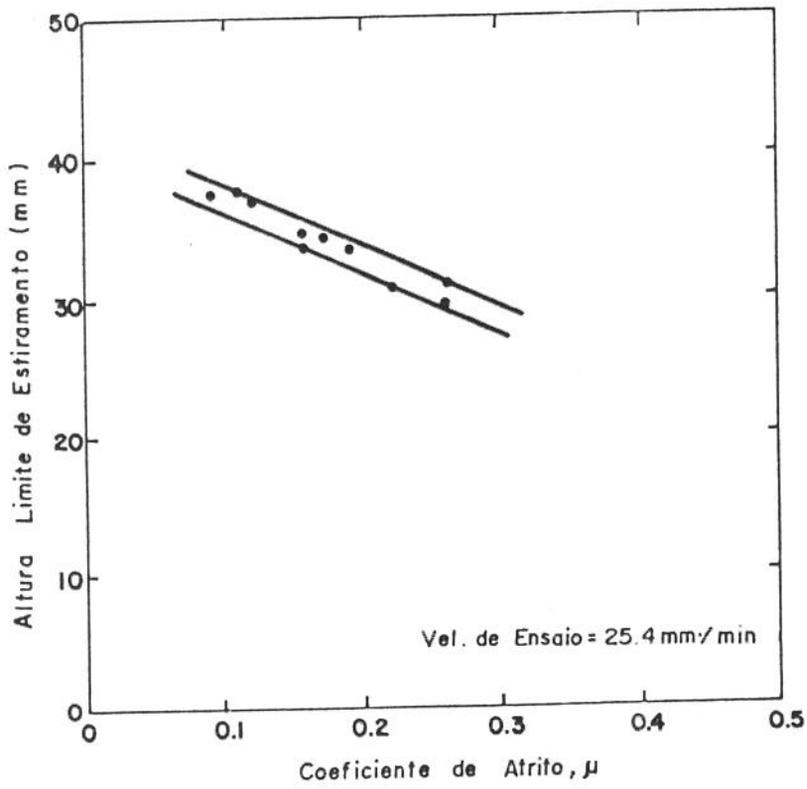


Figura 12 - Altura limite de estiramento em função do coeficiente de atrito, no ensaio de chapas de aço com punção hemisférico - adaptada de GHOSH [9].

A distribuição de pressão interfacial na área de contato chapa-punção, para o estiramento de uma chapa através de um punção hemisférico, pode ser calculada a partir da seguinte relação [10]:

$$p = (e/\rho).(\sigma_r + \sigma_\theta) \quad (1a)$$

sendo:

$$e = e_0 \cdot \exp(\epsilon_e) \quad (1b)$$

onde: p = pressão interfacial no ponto considerado

e_0 = espessura inicial da chapa

e = espessura da chapa no ponto considerado

ϵ_e = deformação da espessura no ponto considerado

σ_r, σ_θ = tensões radial e circunferencial no ponto considerado

ρ = raio do punção

Devido ao encruamento do material da chapa em processamento, os valores de σ_r e σ_θ aumentam continuamente, alterando a distribuição de pressão interfacial, que por sua vez altera as condições de lubrificação, e conseqüentemente as de atrito; empregando-se a equação (1), a distribuição de pressão interfacial pode ser exemplificada através do gráfico apresentado na Figura 13 [11].

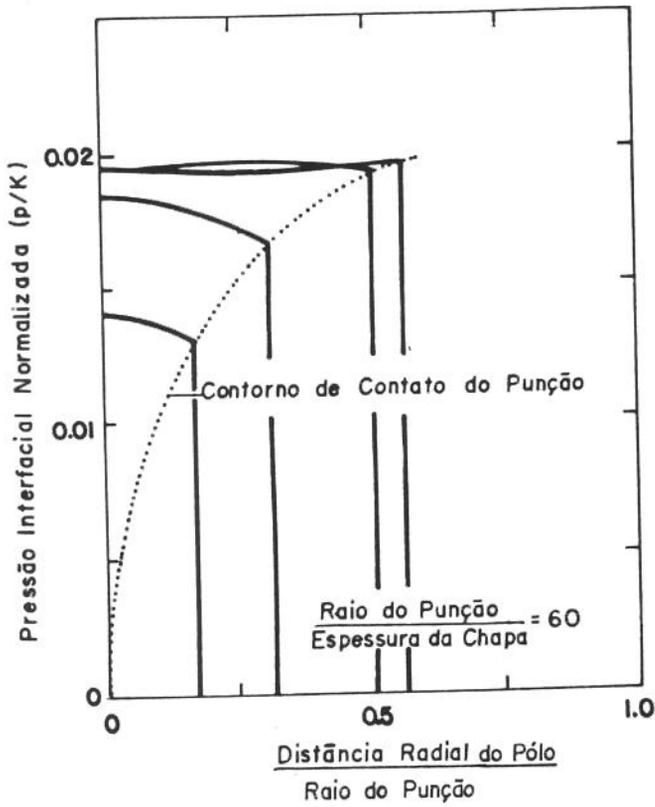


Figura 13 - Distribuição de pressão na interface chapa-punção hemisférico, normalizada em relação ao coeficiente de resistência "k" do material da chapa (para a curva de encruamento $\sigma=k.\epsilon^n$), em função da distância radial do polo, normalizada em relação ao raio do punção - GHOSH [11].

2.2 Fatores de Influência na Estampabilidade

A estampabilidade plástica pode ser definida como a capacidade da chapa poder ser estampada por estiramento sem o aparecimento de defeitos ou fraturas no produto estampado. Essa aptidão à estampagem é influenciada tanto pelos fatores inerentes ao processo de estampagem quanto aqueles relacionados com a qualidade do material da chapa |12-13|; portanto esses fatores são de natureza mecânica e metalúrgica. No processo de estiramento os fatores de natureza mecânica a serem considerados são os seguintes:

- A forma da peça.
- A velocidade de deformação.
- As condições de lubrificação (que determinam os níveis de atrito).

E como fatores de natureza metalúrgica, são considerados:

- A composição química e a microestrutura do material da chapa.
- A natureza da camada do material de revestimento (caso específico de chapa com revestimento metálico).

Os fatores de natureza mecânica exercem influência direta nas intensidades dos estados de tensão e de deformação existentes em cada instante do processamento da chapa; a intensidade do estado de tensão altera as condições de escoamento e, portanto, o comportamento plástico do material da chapa.

Quanto mais complexa for a forma da peça, mais difícil será a determinação da força necessária ao estiramento e do limite máximo admissível de deformação plástica, ou seja, a determinação de sua estampabilidade. A complexidade da forma associa-se à complexidade da natureza de evolução do processo de estiramento que se caracteriza por uma condição não estacionária, isto é, a cada instante durante o avanço do punção, a chapa em processamento apresenta uma forma diferente e intermediária entre a chapa inicial e a peça final; importante é se estabelecer o nível de deformação máximo admissível, isto é, aquele que não provoca a estrição ou a fratura da chapa. Isto pode ser verificado, comparando-se as deformações em qualquer ponto da superfície da chapa deformada com os limites de deformação máximos admissíveis, estabelecidos através de um ensaio de visualização do escoamento, como no ensaio proposto por GHOSH [14-15], para a determinação das Curvas Limites de Estiramento (como descrito no item 2.3).

A velocidade com que a chapa é estampada, aplicada pela máquina de trabalho, impõe uma velocidade de deformação ao material em processamento; o comportamento mecânico se altera com diferentes velocidades de deformação, alternando as condições de lubrificação e, conseqüentemente as de atrito |16|.

As condições de lubrificação influem decisivamente para reduzir o atrito entre a chapa e o punção, que deve ser mantido em níveis os mais baixos possíveis pois, como apresentado no item anterior, influencia sensivelmente a distribuição de deformação no material da chapa e portanto a sua estampabilidade.

Com relação à qualidade do material da chapa, verifica-se que quanto maior a sua ductilidade, associada a uma resistência mecânica mínima para suportar a força de estiramento, maior será a capacidade de ser deformada plasticamente. Essas propriedades são determinadas pela composição e microestrutura do material da chapa, que por sua vez dependem do processo de fabricação do aço e do processo de transformação mecânica desse aço, ou seja, do processo de laminação associado aos tratamentos térmicos de recozimento |17|. De um modo geral, as chapas de aço para estampagem são comumente produzidas em três tipos básicos |18|: laminada a quente; laminada a frio e revestidas (por exemplo: zincadas ou estanhadas). Os tipos de qualidade para

cada produto são classificados como: qualidade comercial, qualidade para estampagem, qualidade para estampagem especial com aço acalmado, qualidade estrutural e qualidades diversas para aços de alta resistência e baixa liga; a estampabilidade plástica se eleva da qualidade comercial à especial, contudo ela é diferente para uma chapa laminada a quente em relação a uma laminada a frio. O acabamento superficial é particularmente controlado no caso de chapas laminadas a frio; superfícies muito lisas ou muito rugosas prejudicam a estampabilidade, pois no primeiro caso não permitem a retenção do lubrificante, e no segundo a rugosidade elevada provoca excessivo efeito de atrito [19].

No caso específico de chapa com revestimento metálico, menciona-se ainda como fator metalúrgico, a natureza da camada do material de revestimento que se interpõe na interface chapa-punção influenciando sensivelmente a sua estampabilidade (como mencionado no Capítulo 1, item 1.3); essa influência decorre notadamente da propriedade de ductilidade da camada de revestimento, determinada por sua composição e estrutura [20-21].

No caso de chapas de aço para estampagem, os metais de revestimento comumente usados, como o zinco e o estanho, conferem elevada ductilidade à camada de revestimento, facilitando as operações de estampagem. Entretanto essa melhoria da estampabilidade conferida pela camada de

revestimento pode vir a ser comprometida em função do processo de deposição utilizado. É o caso específico do processo de deposição por imersão a quente, onde o tempo e a temperatura necessários à deposição do metal de revestimento podem introduzir modificações estruturais no aço da chapa produzindo um efeito contrário à melhoria da estampabilidade pela camada de revestimento; no processo de galvanização, por exemplo, a deposição da camada de zinco sobre a superfície da chapa pode alterar a natureza do metal base, aço constituinte da chapa, e a natureza do metal base pode influenciar o tipo de formação da camada de revestimento de zinco [22-23]. Por outro lado quando da aplicação dos revestimentos através do processo de eletrodeposição o aquecimento da chapa não ocorre a nível de conduzir modificações na estrutura, geralmente, dando condições de melhoria da estampabilidade pela presença da camada de revestimento; além disso a composição e a estrutura das camadas de revestimento são praticamente isentas de compostos intermetálicos frágeis e intermediários entre a chapa de aço e o revestimento de metal puro, conferindo elevada ductilidade a camada de revestimento e, por conseguinte, maior estampabilidade à chapa. O processo de eletrodeposição permite ainda a obtenção de camadas de revestimento inferiores às possíveis de serem obtidas pelo processo de imersão a quente, e com bastante regularidade de espessura; o fator limitante de sua utilização é o custo relativamente mais elevado para a obtenção de uma mesma

espessura de camada de revestimento que é atingida no processo de imersão a quente [24].

No processo de eletrodeposição, de particular interesse no presente trabalho, a chapa a ser revestida é usada como catodo numa "cuba eletrolítica", adaptada a linhas contínuas ou automatizadas [25], contendo um eletrólito à base de sais dos metais de revestimentos, enquanto que o anodo é constituído do mesmo metal base a ser depositado; o ciclo de operações é variado e envolve, basicamente, as seguintes etapas: polimento mecânico, desengorduramento, lavagem, decapagem, lavagem, eletrodeposição, lavagem e secagem.

As propriedades de ductilidade e aderência da camada de revestimento estão estritamente relacionadas e são de fundamental importância para as chapas de aço que devem ser estampadas após terem sido revestidas. Embora os revestimentos eletrodepositados, de um modo geral, apresentem boa aderência, a elevada ductilidade conferida por esses metais à camada de revestimento aliada à severidade de estiramento, podem conduzir ao fissuramento do revestimento na chapa e ao seu desprendimento da chapa [26-27]; a verificação dessas propriedades pode ser feita, por exemplo, através de um ensaio de dobramento [26-28] ou de um ensaio de estiramento com punção esférico (ensaio Erichsen) [29-30].

2.3 Avaliação da Estampabilidade

A estampabilidade plástica é de difícil avaliação pois está intimamente associada aos fatores de natureza mecânica e metalúrgica apresentados no item anterior; logo cada condição particular precisa ser analisada para que possa ser tirado o máximo proveito das características da matéria prima e do processo de estampagem.

De um modo geral a avaliação da estampabilidade plástica da chapa é realizada através de ensaios de laboratório, e que podem ser classificados da seguinte forma: ensaios fundamentais e ensaios simulativos [31].

Os ensaios fundamentais são realizados através do teste uniaxial de tração (convencional e real), sendo obtidas as seguintes propriedades do material da chapa:

- Limites de escoamento e de resistência.
- Alongamento e estrição.
- Índices de anisotropia plástica.
- Expoente de encruamento.

Os ensaios simulativos melhor representam as condições de estampagem pois simulam uma operação de estiramento; esses ensaios são os seguintes:

- Ensaio Erichsen.
- Ensaio Olsen.
- Ensaaios de visualização do escoamento.

Através das propriedades de resistência mecânica (limite de escoamento e limite de resistência) e das propriedades de ductilidade (alongamento e estrição) do material da chapa, pode-se estabelecer algumas correlações significativas entre os seus valores e a estampabilidade no estiramento. A estampabilidade se eleva para uma ductilidade maior associada a um limite de escoamento menor; a relação entre o limite de resistência e o limite de escoamento (denominada razão elástica) apresenta uma correlação significativa com a estampabilidade [32].

O índice de anisotropia plástica "R" [33] expressa a relação entre a deformação verdadeira na largura e a deformação verdadeira na espessura em um corpo de prova de tração, ou seja:

$$R = \ln(l_f/l_i) / \ln(e_i/e_f) \quad (2)$$

onde: l_i , l_f = largura inicial e final do corpo de prova.

e_i , e_f = espessura inicial e final do corpo de prova.

O valor desse índice depende da direção da retirada do corpo de prova em relação à direção de laminação, ou seja 0° , 45° e 90° à direção de laminação, a partir de onde são definidos os índices de anisotropia normal " R_n " e planar " ΔR ", sendo:

$$R_n = (R_0 + 2 \cdot R_{45} + R_{90})/4 \quad (3)$$

$$\Delta R = (R_0 - 2 \cdot R_{45} + R_{90})/2 \quad (4)$$

O índice de anisotropia normal está associado à capacidade de resistência ao afinamento da chapa, enquanto que o índice de anisotropia planar está associado à possibilidade de formação de "orelhas" (defeito típico que ocorre no processo de embutimento).

Uma propriedade importante do material da chapa, para que ocorra um bom desempenho na estampagem por estiramento é o denominado expoente de encruamento " n " [34]. Para o aço de baixo teor de carbono esse expoente é obtido admitindo-se para a curva tensão-deformação real uma expressão analítica do tipo [35]:

$$\sigma = K \cdot \varepsilon^n \quad (5)$$

onde σ =tensão real (relação da carga " P " sobre a área " A " do corpo de prova no momento de aplicação dessa carga)

K = coeficiente de resistência

ϵ = deformação real uniforme (logaritmo natural da relação entre o comprimento " L " do corpo de prova no momento de aplicação da carga e o comprimento inicial calibrado " L_1 ").

n = expoente de encruamento

O expoente de encruamento é uma medida da capacidade de encruamento do material e também da capacidade de resistir à ruptura em regiões de deformação intensa; esse coeficiente influencia significativamente o comportamento da chapa na estampagem por estiramento, e um elevado valor de " n " confere uma melhor uniformidade na distribuição das deformações por toda a chapa [36]. Um elevado valor do coeficiente de encruamento e a associação de uma lubrificação eficiente são requisitos básicos para uma boa estampabilidade no estiramento [37]; por outro lado ela é pouco influenciada pelo índice de anisotropia, pois como " n " é elevado ($n > 0,24$), haverá uniformidade de deformação na espessura da chapa mesmo que R apresente valores reduzidos [38].

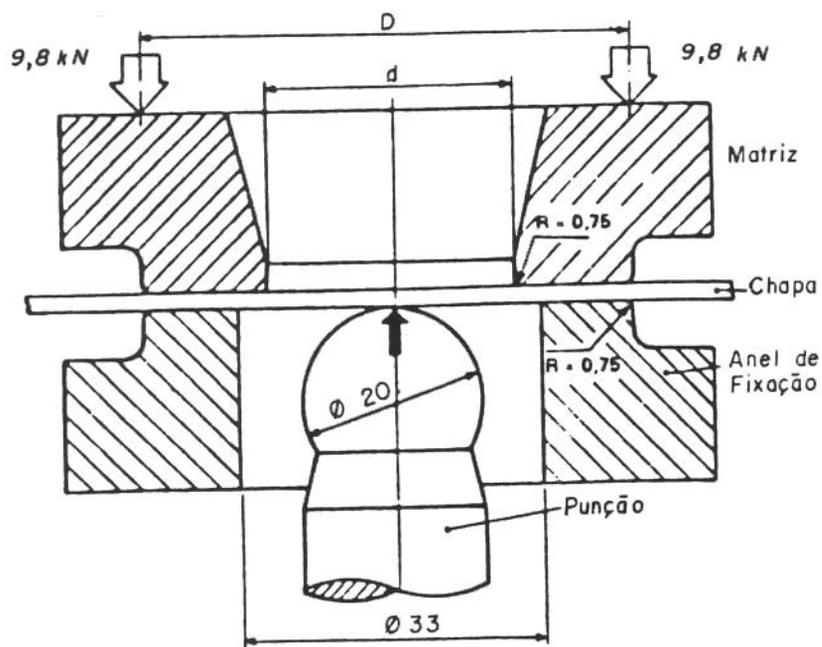
Os ensaios simulativos Erichsen e Olsen [39-40] são realizados em máquinas apropriadas, onde o corpo de prova é preso entre uma matriz e um anel, e estirado através de um punção esférico; o parâmetro medido é a profundidade da calota deformada que se forma na chapa antes da ruptura.

No ensaio Erichsen, o ferramental utilizado é o apresentado na Figura 14. O punção tem cabeça esférica, com 20 mm de diâmetro, e a chapa (na forma de tira) é presa por uma carga de 9,8 kN; o ensaio é realizado com o emprego de lubrificante, cuja composição é especificada nos diversos métodos de ensaio das associações normativas.

A profundidade da calota após o ensaio é o denominado índice Erichsen de estiramento "IE"; para cada especificação de chapa é exigido um valor mínimo para esse índice.

O ensaio Olsen é uma variação do ensaio Erichsen e emprega o corpo de prova na forma de um disco de 76 mm de diâmetro, seguindo-se o procedimento análogo ao daquele ensaio, apenas anotando-se a carga no momento da formação da trinca. Olsen justificou a necessidade de medir a carga, pois verificou que duas chapas, supostamente semelhantes, quando ensaiadas, deram a mesma medida de profundidade (mesma ductilidade), porém uma delas necessitava do dobro da carga que a outra.

De um modo geral, esses ensaios não apresentam boa reprodutibilidade, devido às diferentes rugosidades nas matrizes e nos punções, das diversas máquinas existentes, principalmente, devido à qualidade diversificada do lubrificante utilizado; além disso a condição de estiramento puro fica comprometida pelo excessivo dobramento em função



Chapa Fina (0,3 a 2,0mm): $D = 55$ e $d = 27$
 Chapa Grossa (>2,0 a 5,0mm): $D = 70$ e $d = 40$

Figura 14 - Representação esquemática do ferramental utilizado no ensaio Erichsen - SOUZA [40].

do pequeno diâmetro do penetrador e ao arrastamento das bordas da tira para o interior da matriz [41]. Entretanto sob condições experimentais cuidadosamente controladas, esses ensaios apresentam boa reprodutibilidade [42-43].

A necessidade de verificar-se o comportamento da chapa para as diversas formas de peças e em condições de operação industriais, conduziu ao desenvolvimento de métodos de análise de visualização do escoamento do material no decorrer do processo de estampagem; essa técnica permite a determinação das denominadas Curvas Limites de Conformação (CLC), desenvolvidas a partir dos trabalhos pioneiros de KEELER [44] (região tração-tração) e de GOODWIN [45] (região tração-compressão).

A técnica consiste em recobrir a superfície da chapa por uma rede de círculos, produzidos por métodos fotográfico, eletroquímico e de foto-gravura. Quando a chapa é deformada, os círculos são deformados passando à forma elíptica; os eixos máximo e mínimo das elipses representam as direções principais (ϵ_1 e ϵ_2) na estampagem. Através da variação porcentual dos comprimentos dos eixos, são medidas as deformações ao longo destas duas direções, que são, então representadas graficamente dando origem às denominadas Curvas Limites de Conformação - CLC, Figura 15 [46]; os estados de deformação situadas acima da curva ocasionam a ruptura da chapa, ao contrário daquelas situadas abaixo. O

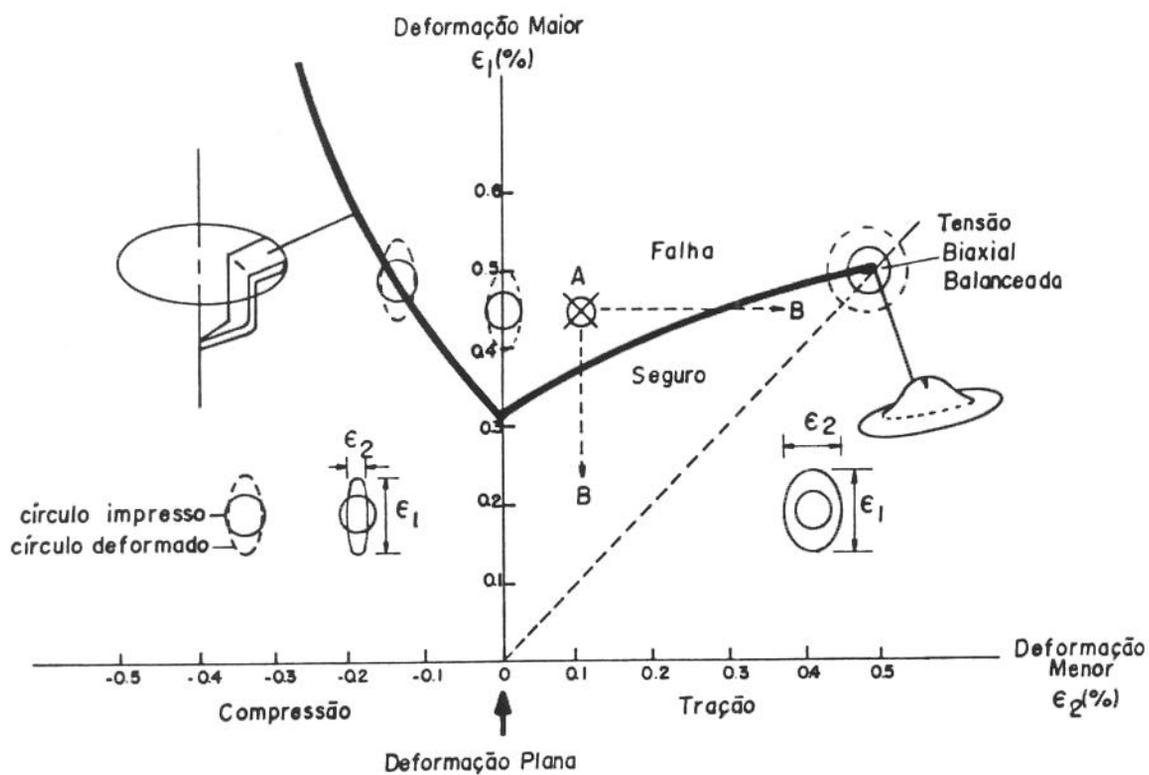


Figura 15 - Curva limite de conformação - CLC, típica para aços de baixo teor de carbono - adaptado de SCHEY [46].

ponto A, por exemplo, indica a ocorrência de falha, mas se a distribuição de deformação for alterada, alterando-se as variáveis de influências no processo (como as condições de lubrificação e, conseqüentemente, as de atrito [47]), poderá haver uma translação para o ponto B e a falha não ocorrerá.

As Curvas Limites de Conformação podem ser obtidas levando-se em consideração não somente o "critério de fratura" como também o "critério de estrição", em função da necessidade de se obter peças isentas de defeitos superficiais provocados pela estrição localizada, quer por razões estéticas, quer por razões de solicitações mecânicas que podem levar o produto estampado à ruptura em serviço (justamente no local onde ocorrer a estrição).

Atualmente, essa técnica tem sido utilizada empregando-se diferentes métodos de ensaio como, por exemplo, o método proposto por GHOSH [14-15 e 48], de particular interesse para a avaliação da estampabilidade no estiramento. Esse método de ensaio, denominado "Limiting Dome Height - LDH", utiliza o ferramental apresentado na Figura 16, através do qual são estirados um conjunto de corpos de prova com 155 mm de comprimento e largura variável (155, 127, 114, 102 e 76 mm) em cujas superfícies são fotogravadas redes de círculos com diâmetro de 2,54 mm. Os corpos de prova são convenientemente fixados pelas bordas, entre o prensa-chapa

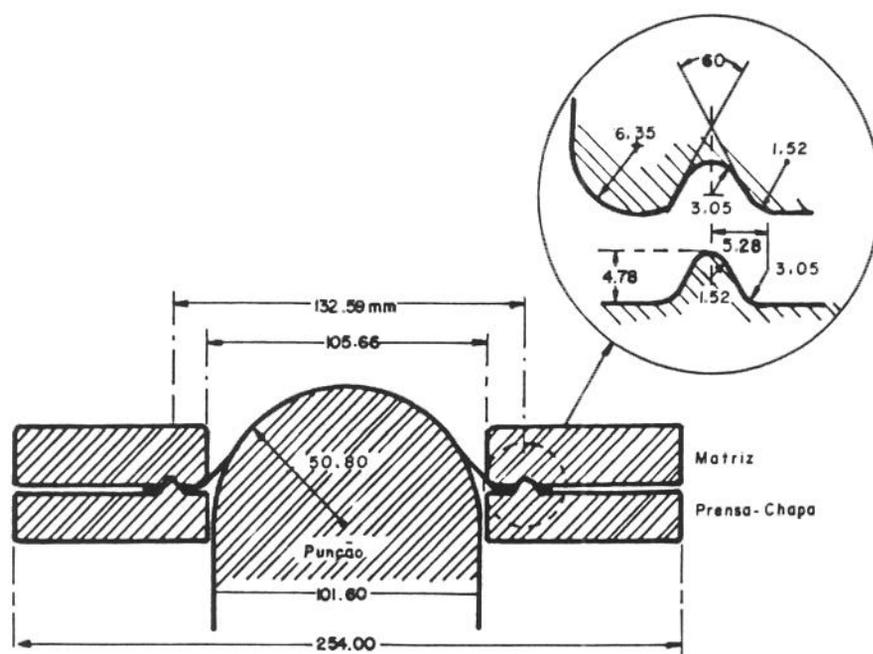


Figura 16 - Representação esquemática do ferramental utilizado no ensaio "LDH" - GHOSH-HECKER-KEELER [48].

e a matriz, e em seguida estirados pela ação do punção hemisférico; com a finalidade de considerar também a influência da rugosidade superficial, os ensaios são realizados "a seco", ou seja, sem a interposição de um lubrificante na interface chapa-punção. Os corpos de prova são estirados até a máxima carga, correspondente ao aparecimento da estrição ou da fratura (dependendo do critério de estampabilidade adotado), seguindo-se o registro das respectivas alturas das calotas estiradas e a medição das deformações principais menores " ϵ_2 ". As alturas limites dessas calotas, normalizados em relação ao raio do punção, são plotadas em função das respectivas deformações, conforme apresentado na Figura 17; a avaliação da estampabilidade por estiramento, é então efetuada de forma análoga à anteriormente descrita. Esse método de ensaio tem sido empregado pela indústria automobilística em substituição aos ensaios Erichsen e Olsen (para a avaliação do índice de estiramento como nesses ensaios ou para a obtenção de Curvas Limites de Estiramento), pois melhor representa as condições de estampagem por estiramento. (devido ao diâmetro maior do punção e a fixação das bordas da tira).

Por fim, ressalta-se que em consequência da grande utilização prática das CLC e da crescente utilização dos sistemas de projeto auxiliados por computador (sistemas CAD), estas curvas também têm sido geradas a partir de modelos téóricos, baseados na teoria de instabilidade plástica, para as condições de estiramento |49-50|.

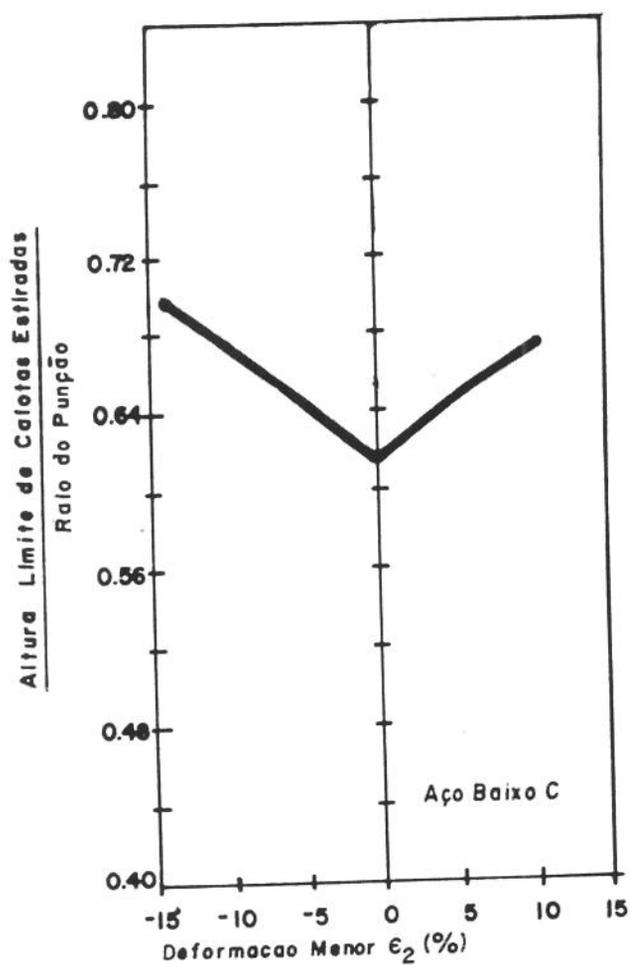


Figura 17 - Curva limite de estiramento - ensaio "LDH"; altura limite de calotas estiradas, normalizadas em relação ao raio do punção, em função das deformações menores - adaptada de GHOSH-HECKER-KEELER [48].

Referências Bibliográficas

- |1| FOGG, B. The relationship between the blank and product surface finish and lubrication in deep-drawing and stretching operations. Sheet Metal Industries, London, v. 44, p. 98, Feb. 1967.
- |2| GHOSH, A.K. A method for determining the coefficient of friction in punch stretching of sheet metals. International Journal of Mechanical Sciences, Oxford, v. 19, n^o 8, p. 457-70, 1977.
- |3| HECKER, S.S. Experimental studies of sheet stretchability. In: SYMPOSIUM ON FORMABILITY: Analysis, modeling and experimentation, Chicago, 1977. Formability: proceedings. Warrendale, AIME, 1978. p. 172.
- |4| SCHEY, J.A. Tribology in Metalworking. Metals Park, American Society for Metals, 1983. Cap. 10, p.520: Sheet metalworking.
- |5| WILSON, D.V. Lubrication & Formability in sheet-metalworking. Sheet Metal Industries, London, v. 43, p. 929-44, Dec. 1966. Apud: SCHEY, J.A. Tribology in Metalworking. Metals Park, American Society for Metals, 1983. Cap. 10, p. 520: Sheet metalworking.
- |6| PIERCE, R.; JOSHI, P.G. Relationship between the behaviour of a range of aluminum-magnesium alloys in uniaxial and biaxial tension. Transactions Quarterly of the American Society for Metals, Metals Park, v. 57, n. 2, p. 399-416, Jul. 1964. Apud: SCHEY, J.A. Tribology in Metalworking. Metals Park, American Society for Metals, 1983, Cap. 10, p. 520: Sheet metalworking.
- |7| LOXLEY, E.M.; FREEMAN, P. Some lubrication effects in deep drawing operations. Journal of the Institute of Petroleum, London, v. 40, n^o 369, p. 229-307, 1954. Apud: SCHEY, J.A. Tribology in Metalworking. Metals Park, American Society for Metals, 1983. Cap. 10. p. 520: Sheet metalworking.

- |8| GHOSH, A.K., 1977, Op. cit., p. 459.
- |9| ____., 1977, op. cit., p. 465.
- |10| WANG, N.M. Large plastic deformation of a circular sheet caused by punch stretching. Transactions of the ASME. Series E: Journal of Applied Mechanics, New York, v. 37, n^o 2, p. 431-40, Jun. 1970.
- |11| GHOSH, A.K., 1977, op. cit., p. 460.
- |12| GHOSH, A.K.; HECKER, S.S.; KEELER, S.P. Sheet metal forming and testing. In: DIETER G.E. Workability Testing Techniques. Metals Park, American Society for Metals, 1984, Cap. 7, p. 140.
- |13| BRESCIANI FILHO, E. et al. Conformação plástica dos metais. 2 ed. Campinas, UNICAMP, 1985, v.2, p. 91.
- |14| GHOSH, A.K. How to rate stretch formability of sheet metals. Metal Progress, Cleveland, v. 107, n^o 5, p. 52-4, May 1975.
- |15| _____. The effect of lateral drawing in on stretch formability. Metals Engineering Quarterly, Novelty, v. 15, n^o 3, p. 53-64, Aug. 1975.
- |16| SENGUPTA, A.K.; FOGG, B.; GHOSH, S.K. On the mechanism behind the punch-blank surface conformation in stretch-forming and deep-drawing. Journal of Mechanical Working Technology, Amsterdam, v. 5, n^o 3/4, p. 187, Dec. 1981.
- |17| RENÓ, R.T. Conformabilidade e textura de chapas finas a frio de aço acalmado ao alumínio. São Paulo, 1985. p. 8-15. Dissertação - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo.
- |18| BRESCIANI FILHO, E. et al., 1985, op. cit., p. 103.
- |19| _____. 1985, op. cit., p. 105.

- [20] LOWENHEIM, F.A. Modern electroplating. 3 ed. New York, John Wiley, 1974, p. 53.
- [21] SAFRANEK, W.H. The properties of electrodeposited metals and alloys. 2 ed. Orlando, AESF, 1986, p. 1.
- [22] BRESCIANI FILHO, E. Conformação plástica de chapas de aço galvanizadas. São Paulo, 1980. p. 181-2. Tese (Livre Docência) - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo.
- [23] AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Metals handbook. 9 ed. Metals Park, American Society for Metals, 1988. v. 14, p. 560-1: Press forming of Coated Steel.
- [24] _____. 9 ed. Metals Park, American Society for Metals, 1978, v. 1, p. 167-76: Precoated Steel sheet.
- [25] DUFFY, J.I. Electroplating Technology. Park Ridge, Noyes Data, 1981. p. 18-20.
- [26] BRESCIANI FILHO, E., 1980, op. cit., p. 103.
- [27] SCHEY, J.A., 1983, op. cit., Cap. 10, p. 545: Sheet metalworking.
- [28] AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1978, op. cit., v. 1, p. 168: Precoated Steel Sheet.
- [29] LOWENHEIM, F.A. 1974, op. cit., p. 692.
- [30] _____, 1974, op. cit., p. 701.
- [31] AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1988, op. cit., v. 14, p. 883: Formability testing of sheet metals.
- [32] BRESCIANI FILHO, E. et al., 1985, op. cit., p. 94.

- |33| LANKFORD, W.T.; SNYDER, S.C.; BAUSCHER, J.A. New criteria for predicting the press performance of deep drawing sheets. Transactions of the American Society for Metals, Metals Park, 1950. v. 42, p. 1197-232.
- |34| AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1988, op. cit., v. 14, p. 880: Formability Testing of Sheet Metals.
- |35| HOLLOWAY, J.H. Tensile deformation. Transactions of AIME, New York, v. 162, p. 268-90, 1945.
- |36| BRESCIANI FILHO, E. 1980, op. cit., p. 94.
- |37| HECKER, S.S. A cup test for assessing stretchability. Metals Engineering Quarterly, Novelty, v. 14, n° 4, p. 30-6, Nov. 1974.
- |38| POMEY, G. Le formage des tôles. Revue de Metallurgie, Paris, v. 69, n° 4, p. 251-72, avr. 1972.
- |39| AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1988, op. cit., v. 14, p. 890: Formability testing of sheet metals.
- |40| SOUZA, S.A. Ensaaios mecânicos de materiais metálicos. 5 ed., São Paulo, Edgard Blücher, 1982, p. 221-4.
- |41| NEWBY, J.R. A practical look at biaxial stretch cupping tests. Sheet Metal Industries, London, v. 54, p. 240-52, Mar. 1977.
- |42| KASPER, A.S. Forming sheet metal parts. Dearborn, Society of Manufacturing Engineers, 1969. Paper MF 69-516. Apud: AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Metals handbook. 9 ed. Metals Park, 1988. v. 14, p. 890: Formability of Sheet Metals.
- |43| KAFTANOGLU, B.; ALEXANDER, J.M. An investigation of the Erichsen test. The Journal of the Institute of Metals, London, v. 90, p. 457-70. Aug. 1961-62.
- |44| KEELER, S.P. Determination of forming limits in automotive stampings. Sheet Metal Industries, London, v. 42, p. 683-91, Sept. 1965.

- |45| GOODWIN, G.M. Application of Strain analysis to sheet-metal forming problems in the press shop. La Metallurgia Italiana, Milano, v. 60, n° 8, p. 767-74, Aug. 1968.
- |46| SCHEY, J.A., 1983, op. cit., Cap. 10, p. 521: Sheet metalworking.
- |47| _____.1983, op. cit., Cap. 10, p. 522: Sheet metalworking.
- |48| GHOSH, A.K.; HECKER, S.S.; KEELER, S.P., 1984, op. cit., p. 188-93.
- |49| MARCINIAK, Z.; KUCZYNSKI, K. Limit Strain in the processes of stretch-forming sheet metal. International Journal of Mechanical Sciences, Oxford, v. 9, n° 9, p. 609-20, Sept. 1967.
- |50| BRESSAN, J.D.; WILLIAMS, J.A. The use of a shear instability criterion to predict local necking in sheet metal deformation. International Journal of Mechanical Sciences, Oxford, v. 25, n° 3, p. 155-68, 1983.

CAPÍTULO 3

FUNDAMENTOS DO ESTUDO DO ATRITO

3.1 Teorias Básicas de Atrito

Um aspecto básico no tratamento mecânico do fenômeno do atrito é se considerar que no contato entre duas superfícies planas existe uma grande diferença entre a área real e a área aparente de contato; a elaboração de superfícies perfeitamente planas é praticamente impossível, pois mesmo as superfícies cuidadosamente polidas apresentam, a nível microscópico, asperezas com picos e vales. A área aparente é aquela das próprias superfícies e a área real é a soma de todas as áreas de contato, que suportam a carga, das irregularidades superficiais. A área aparente é independente da carga, mas a área real aumenta gradativamente com a aplicação da carga até o nível em que possa suportá-la; a deformação plástica das asperezas permite o aumento da área real [1]. Em função dessas considerações o tratamento mecânico do fenômeno do atrito tem ocorrido segundo duas orientações [2-3]:

- 1º O atrito é decorrente da interação das rugosidades superficiais e do intertravamento dessas asperezas.

2º O atrito é consequência da ação de forças interatômicas e da aderência interfacial que levam a formação de junções e ao cisalhamento nas junções ou nas regiões adjacentes.

A segunda orientação permitiu estabelecer critérios para estimar valores típicos dos coeficientes de atrito e estabelecer a influência no atrito da carga aplicada, dureza das superfícies, área de contato aparente, velocidade de deslizamento, temperatura das superfícies e a presença de diversos filmes lubrificantes.

Tanto os tratamentos que enfatizam a rugosidade superficial como a aderência interfacial admitem a presença de deformações elásticas e plásticas; contudo eles se limitam a analisar as deformações das asperezas e das junções não levando em conta a estrutura do material das subcamadas a não ser na influência sobre a dureza e o limite de escoamento da massa metálica, como um todo.

3.1.1 Teoria da Rugosidade Superficial

Essa teoria estabelece que a força de atrito é devida à resistência imposta ao deslizamento e à interação das rugosidades superficiais em contato, sem contudo considerar quantitativamente a consequente deformação plástica dessas

asperezas ou rugosidades [2,4-6]. Essa teoria compreende os trabalhos pioneiros sobre o estudo do fenômeno, que historicamente foi iniciado por LEONARDO DA VINCI no século XV; ele demonstrou que "o atrito produz o dobro da força quando o peso é dobrado" e ainda observou que "o atrito causado pelo mesmo peso apresentava a mesma resistência no começo do movimento, apesar do contato poder ser de diferentes larguras e comprimentos". Entretanto foi somente em 1699 que esses estudos foram equacionados e formalmente apresentados à comunidade científica por AMONTONS que enunciou as duas primeiras leis de atrito, ou seja:

1ª Lei - A força de atrito " F_a " é proporcional a carga aplicada " F_n ", logo

$$F_a = \mu \cdot F_n \quad (6)$$

onde " μ " é o denominado coeficiente de atrito, portanto

$$\mu = F_a / F_n \quad (7)$$

2ª Lei - A força de atrito é independente da área aparente das superfícies de contato entre os corpos.

A partir de 1779, COULOMB, deu início às suas investigações experimentais sobre o fenômeno, através das quais o levariam à reorganização dos estudos desenvolvidos por Amontons, e fez a distinção entre atrito estático e atrito dinâmico, observando que a força necessária para iniciar o movimento era significativamente maior do que a necessária para mantê-lo; além dessa observação, realizou estudos sobre o deslizamento em condições de regime formulando a denominada terceira lei, ou seja:

3ª Lei - A força de atrito é independente da velocidade relativa entre os corpos.

Com a teoria da rugosidade superficial, esses e os demais trabalhos publicados ao longo dos séculos XVIII e XIX, era possível explicar a observação experimental de que a força de atrito é proporcional à carga e independente da área de contato. Alguns desses trabalhos chegaram a considerar como uma explicação alternativa para o fenômeno do atrito a presença de força de aderência entre as superfícies de contato, ou seja, a hipótese da aderência; contudo rejeitaram essa hipótese por que ela implicava na consideração de que o atrito seria proporcional à área de contato, o que contrariava as evidências experimentais da época.

3.1.2. Teoria da Aderência Interfacial

Significativas contribuições ao estudo do atrito somente voltaram a ser dadas, a partir da década de quarenta, tendo-se como destaque os trabalhos publicados por BOWDEN-TABOR [7-10]. As observações experimentais obtidas por esses pesquisadores revelaram o crescimento da área real de contato devido à deformação das rugosidades superficiais, em função da carga normal aplicada na interface dos corpos em contato. No intuito de explicarem essas observações experimentais Bowden-Tabor formularam uma nova teoria para o atrito, na qual incorporaram a aderência ou a micro-soldagem das rugosidades superficiais, das superfícies em contato, devida à ação da carga externa aplicada. Essa teoria constituiu-se na primeira versão da denominada "Teoria da Aderência" sendo inicialmente aplicada a superfícies isentas de qualquer contaminante e submetidas a baixos níveis de pressão; a força de atrito é aquela necessária para provocar o cisalhamento dessas junções.

A teoria da aderência estabelece que quando duas superfícies de área aparente " A_a " são pressionadas por uma força normal " F_n " elas se tocarão somente em algumas regiões isoladas da área real " A_r "; o nível da pressão de contato nessas regiões é suficiente para atingir o valor da pressão de escoamento do metal mais mole, ocasionando a deformação plástica das asperezas. Com o aumento da deformação a área

de contato aumenta progressivamente e as superfícies se aproximam, cada vez mais; dessa forma:

$$F_n = A_r \cdot p_m \quad (8)$$

onde: F_n = força normal

A_r = área real de contato

p_m = valor médio da pressão de escoamento

Como as superfícies são isentas de qualquer contaminante, postula-se que a soldagem a frio ocorre nesses contatos e que se desenvolve uma tensão de cisalhamento média " τ_m ", que pode alcançar o valor da máxima tensão de cisalhamento do material mais mole, " τ_{max} "; a força de atrito " F_a " necessária para cisalhar essas junções, será:

$$F_a = A_r \cdot \tau_m \quad (9)$$

Considerando-se a equação (6) e dividindo-se a equação (9) pela equação (8), obtem-se a seguinte relação:

$$\mu = \tau_m / p_m \quad (10)$$

O surgimento da teoria da aderência significou um importante passo rumo ao entendimento e ao equacionamento do fenômeno do atrito. Posteriormente as ideias básicas dessa teoria formulada por Bowden-Tabor, foram sendo melhor

avaliadas e, então, aperfeiçoadas. De um modo geral os trabalhos subseqüentes vieram a incorporar a essa teoria básica os seguintes fatores: a ação combinada da tensão normal e tangencial, com a aplicação da teoria da plasticidade para se estabelecer a relação entre a tensão de escoamento e a tensão de cisalhamento, constituindo a denominada "teoria do crescimento das junções a seco"; a admissão de uma resistência interfacial inferior à resistência ao cisalhamento do material menos resistente (devido a existência de um filme contaminante ou uma película de lubrificante), como extensão à teoria do crescimento das junções a seco (ambas desenvolvidas por Tabor e colaboradores); e a aplicação de métodos da mecânica da deformação plástica (baseados na teoria da plasticidade) como o método das "linhas de deslizamento" [11] e o método do "limite superior" [12], para o cálculo da deformação plástica das rugosidades superficiais.

Na denominada "teoria do crescimento das junções a seco", o tratamento analítico para a determinação do escoamento é estabelecido a partir de considerações feitas em relação ao critério de escoamento de von Mises, resultando que a seguinte expressão pode ser aplicada ao caso das junções soldadas:

$$p^2 + \alpha \cdot \tau^2 = p_m^2 \quad (11)$$

onde: p = pressão normal

τ = tensão de cisalhamento

p_m = valor médio da pressão de escoamento

α = constante

A relação entre o valor médio da pressão de escoamento e a máxima tensão de cisalhamento " τ_{\max} ", é a seguinte:

$$p_m^2 = \alpha \cdot \tau_{\max}^2 \quad (12)$$

Considerando-se que o valor da força normal é definido pela equação (8) assim que uma tensão tangencial for aplicada, ocasionando o deslizamento entre as superfícies, as junções inicialmente soldadas serão cisalhadas fazendo com que novos pontos de microsoldas ocorram, aumentando a área real de contato de (A_R) para (A'_R); supondo-se que a força " F_n " se mantém constante, resulta:

$$F_n = A_R \cdot p_m = A'_R \cdot p'_m \quad (13)$$

Como (A'_R) é maior do que (A_R), (p'_m) deverá ser menor do que (p_m), o que explica o fato do coeficiente de atrito de deslizamento ser menor do que o coeficiente de atrito estático.

A teoria do crescimento das junções a seco foi estendida aos efeitos de um meio interfacial de tensão de

cisalhamento " τ_i ", interposto na superfície de contato. Ocorrendo o deslizamento, por efeito do escoamento do material mais mole, a tensão de cisalhamento na interface atingirá o valor limite da tensão " τ_i " do meio interfacial; aplicando-se o critério de escoamento dado pela equação (11) à essa condição, resulta:

$$p^2 + \alpha \cdot \tau_i^2 = p_m^2 = \alpha \cdot \tau_{\max}^2 \quad (14)$$

A tensão de cisalhamento da interface pode ser escrita como uma fração "m" da máxima tensão de cisalhamento do material mais mole, ou seja:

$$\tau_i = m \cdot \tau_{\max} \quad ; \quad 0 \leq m \leq 1 \quad (15)$$

Substituindo-se a equação (15) na equação (14) e considerando-se que $F_a = A_r \cdot \tau_i$ e $F_n = A_r \cdot p_m$, o coeficiente de atrito é dado pela seguinte expressão:

$$\mu = m \cdot \sqrt{\frac{1}{\alpha(1 - m^2)}} \quad (16)$$

As seguintes observações podem ser feitas em relação a equação (16):

- No caso de um regime de lubrificação de filme espesso, $m = 0$ e $\mu = 0$.
- No caso da ausência de um meio interfacial, $m = 1$, e " μ " tende a um valor muito elevado.
- No caso de valores de " m " menores que 0,2 (correspondente à transição de um regime de lubrificação limite para um regime de lubrificação de filme espesso), o termo $(1 - m^2)$ é aproximadamente igual a 1, e

$$\mu = \sqrt{\frac{m^2}{\alpha}} = \sqrt{\frac{(m \cdot \tau_{\max})^2}{(\alpha \cdot \tau_{\max})^2}} = \frac{\tau_i}{P_m} \quad (17)$$

A partir dessas observações verifica-se que o meio interfacial é de grande importância para a determinação do coeficiente de atrito.

De um modo geral, os mecanismos de atrito descritos pela "teoria da aderência interfacial" são os seguintes [13]:

- 1º Quando duas superfícies são colocadas em contato sob uma carga normal, ocorre um escoamento plástico e a área real de contato é proporcional a carga e é independente do tamanho dos corpos.

- 2º Quando a tensão tangencial é aplicada, as tensões combinadas nas regiões de contato provocam a formação e crescimento das junções.
- 3º Se os metais são dúteis e as superfícies dos corpos completamente limpas, o crescimento das junções prossegue até que toda a área geométrica fica em contato; nesse caso, ocorre um "emperramento" e uma acentuada elevação do coeficiente de atrito.
- 4º Se na interface estiver presente um contaminante o comportamento é diferente: inicialmente a interface é suficientemente resistente para transmitir a tensão de cisalhamento através de si para a região adjacente do corpo metálico e o crescimento da junção ocorre como no caso de superfícies limpas; posteriormente, a tensão de cisalhamento necessária para manter a junção no estado plástico excede a resistência ao cisalhamento da interface, e, assim, o crescimento da junção não pode continuar e se dá o deslizamento macroscópico.
- 5º Uma pequena quantidade de substância contaminante já é suficiente para reduzir a resistência ao cisalhamento a uma pequena fração daquela existente em superfície limpas e diminuir, conseqüentemente, o coeficiente de atrito de elevados valores à unidade.

6º A área de contato quando o deslizamento ocorre pode chegar a 3 a 4 vezes a área de contato na condição inicial estática; como essa área é proporcional a carga e é independente da área geométrica, a força de atrito no deslizamento macroscópico é também proporcional a carga e independente do tamanho dos corpos.

7º Na presença de lubrificante, a aderência pode ser quase inteiramente eliminada e o atrito é determinado, principalmente, pela resistência ao cisalhamento do lubrificante; e como essa resistência é muito menor, comumente, do que a resistência do metal, a tensão de cisalhamento é transmitida ao corpo em pequena intensidade; conseqüentemente, ocorre pequeno crescimento de junção e a área que suporta a carga durante o deslizamento é uma pequena fração maior do que a área obtida sob condições de carga normal (estática).

Em resumo, a teoria de atrito acima apresentada, considera a deformação plástica das asperezas, a formação de junções metálicas, o crescimento das junções e o cisalhamento das junções com movimento relativo; além disso pode considerar a influência de um meio interfacial. Entretanto essa teoria se aplica aos contatos nos quais a

massa do corpo, como um todo, permanece, no regime de deformação elástica e somente as asperezas sofrem deformações plásticas. Nos processos de conformação plástica todo o corpo da peça sofre deformação plástica e a área real de contato tende a se aproximar da área aparente de contato, pelo menos na ausência de lubrificação [14].

3.2 Atrito sob Elevados Níveis de Pressão Interfacial

A publicação do primeiro trabalho referente ao comportamento do atrito sob elevados níveis de pressão (caso típico que ocorre na interface peça-ferramenta dos processos de conformação plástica dos metais), baseado na teoria de aderência, foi devida a OROWAN [15]. Esse trabalho constituiu-se, basicamente, na formulação de um modelo de atrito estabelecendo que a tensão de cisalhamento das asperezas sob baixos níveis de pressão (peça de trabalho deformada apenas elasticamente) é proporcional à pressão normal, e que sob elevados níveis de pressão (peça de trabalho deformada elasto-plasticamente) a tensão de cisalhamento se igualaria à máxima tensão de cisalhamento do material da peça, ou seja:

$$\tau = \mu \cdot p \quad \text{se } \mu \cdot p < \tau_{\max} \quad (18a)$$

$$\tau = \tau_{\max} \quad \text{se } \mu \cdot p \geq \tau_{\max} \quad (18b)$$

onde: τ = tensão de cisalhamento

p = pressão normal

τ_{\max} = máxima tensão de cisalhamento

μ = coeficiente de atrito

A representação gráfica desse modelo é apresentada na Figura 18.

SHAW-BER-MAMIN [16], avançando nas pesquisas sobre o comportamento do atrito em interfaces submetidas a elevadas níveis de pressão, introduziram uma significativa contribuição a esse assunto; baseados em resultados experimentais propuseram o modelo representado graficamente na Figura 19. Eles constataram que a relação entre a área real de contato e a área aparente aumentava significativamente com o aumento da pressão normal e aproximava-se de 1, assintoticamente. Constataram ainda que sob baixos níveis de pressão o comportamento da tensão de cisalhamento das asperezas é linear e à medida que a pressão interfacial for atingindo elevados níveis, esse comportamento passa a ser não linear, assintoticamente, até que seja atingido o valor correspondente à máxima tensão de cisalhamento do material da peça de trabalho; o escoamento plástico do material não estava restrito apenas à camada superficial, ou seja, nas asperezas, mas estendia-se às subcamadas adjacentes à mesma. Através desse modelo foi

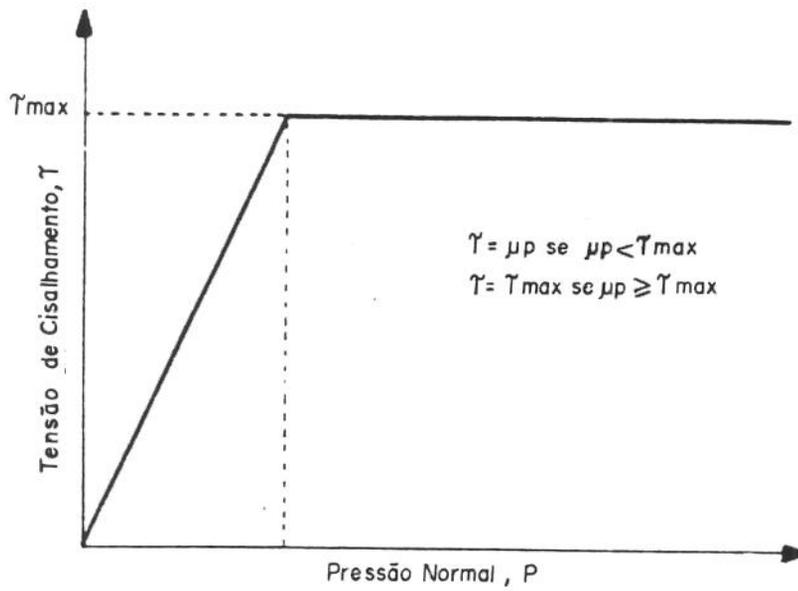


Figura 18 - Representação gráfica do modelo de atrito proposto por OROWAN [15].

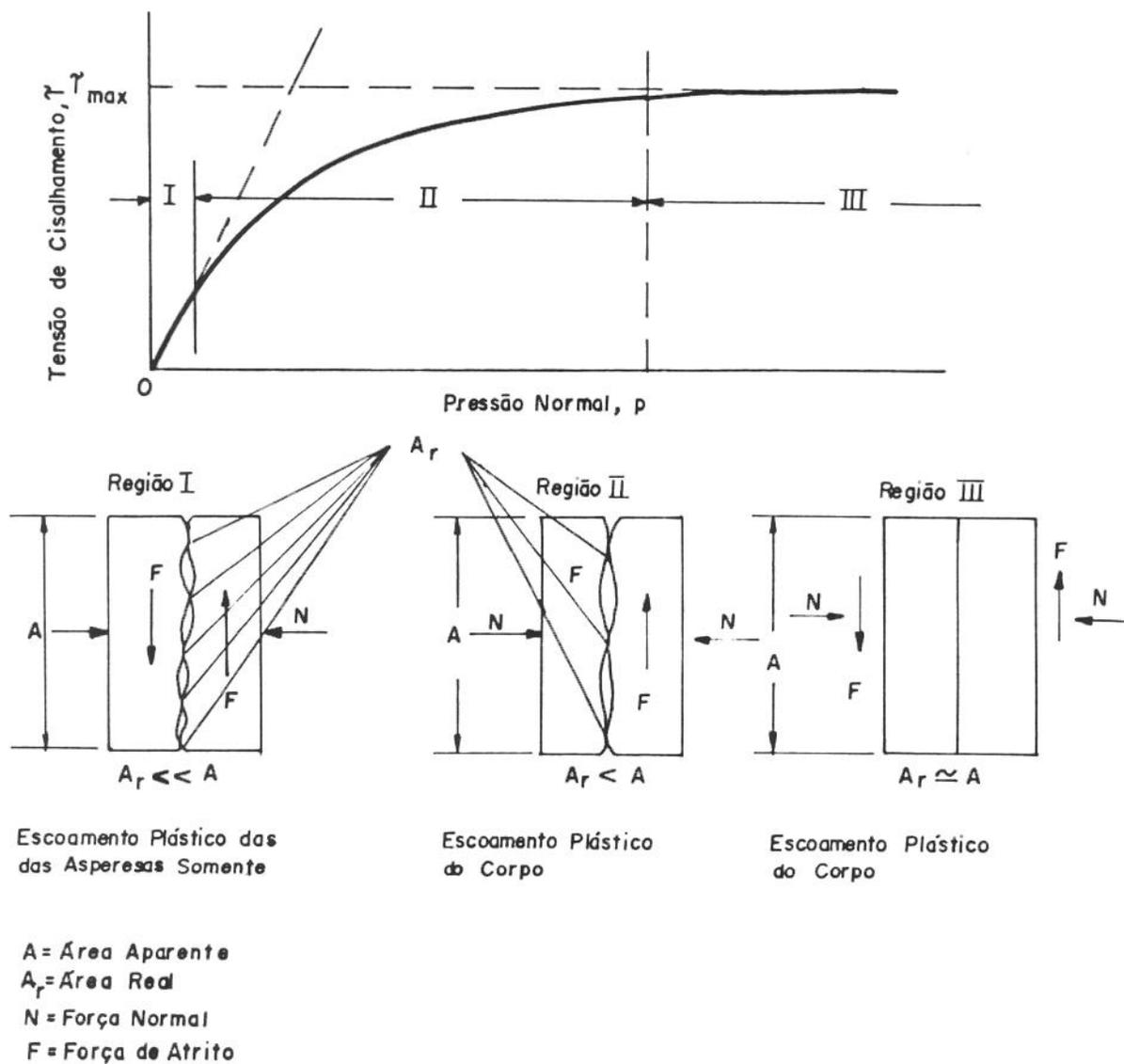


Figura 19 - Representação gráfica do modelo de atrito proposto por SHAW-BER-MAMIN [16].

possível distinguir a existência de três regimes de atrito, representados pelas condições indicadas nas três regiões da Figura 19, os quais dependem da relação entre a área real de contato e a área aparente, ou seja:

Região I - Observa-se que o valor da tensão de atrito cresce linearmente com a pressão normal, indicando um coeficiente de atrito constante; logo a lei de Amontons é aplicada de maneira satisfatória. A força normal é suportada por uma reduzida área real de contato ($A_r \ll A$); a zona deformada plasticamente está restrita apenas às asperezas da superfície da peça.

Região II- Observa-se que o valor da tensão de atrito passa a ser não linear com a pressão normal; logo a lei de Amontons deixa de ser aplicada. A medida que a força normal aumenta as asperezas sofrem intensa deformação plástica, o que corresponde a um significativo aumento na área real de contato ($A_r < A$); as condições de elevada pressão interfacial que então se verificam, é responsável pela ampliação da zona de deformação plástica às subcamadas adjacentes as asperezas superficiais.

Região III-Com a continuação do processo de deformação a inclinação da curva tende a anular-se, a medida que a tensão de atrito aproxima-se, assintoticamente, do valor correspondente à máxima tensão de cisalhamento do material menos resistente. Devido à intensa deformação plástica e à conseqüente constrição que a acompanha, a aderência na interface é mais forte do que a resistência ao cisalhamento do material mais mole; sob tais condições observa-se que a área real de contato tende a igualar-se a área nominal ou aparente ($A_r \cong A$).

Os mecanismos de atrito, através do comportamento em três regimes, descritos por SHAW et alii [16], também foram analisados por THOMSEN - MacDONALD - KOBAYASHI [17-18]. BRESCIANI FILHO [19], referindo-se ao modelo idealizado por esses pesquisadores, o descreve da seguinte maneira:

- Na Região II inicia-se a deformação plástica numa subcamada do metal mais mole (Figura 20a-b). Admitindo-se que o estado de tensão nos pontos da superfície sem contato "P₂" é de compressão pura, pois nos pontos de contato "P₁" a junção é suficientemente resistente para restringir o

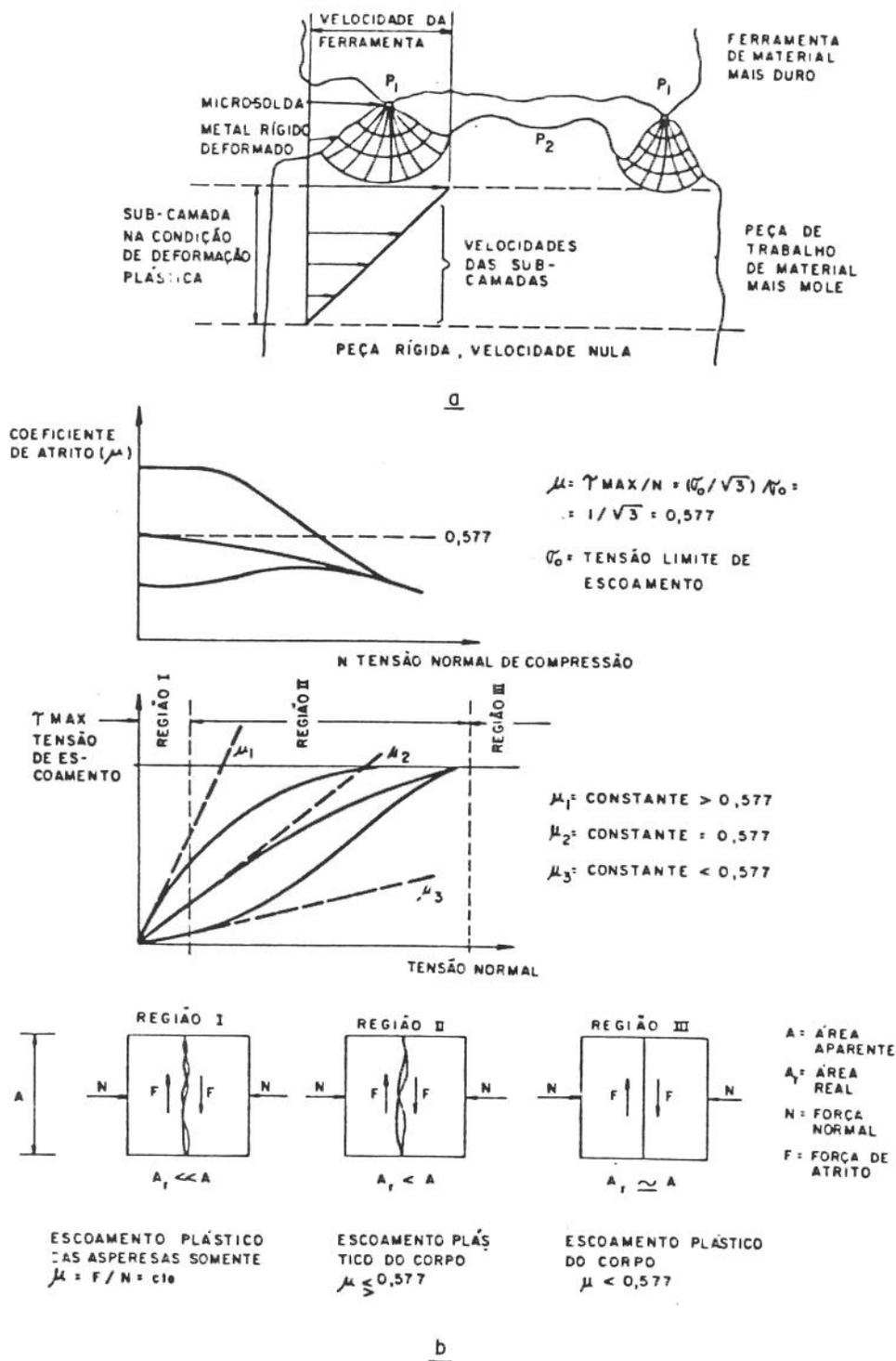


Figura 20 - Representação esquemática do mecanismo de atrito proposto por THONSEN-MacDONALD-KOBAYASHI [18- 19].

movimento da superfície; durante o movimento relativo os pontos "P₂" das superfícies livres tendem a se aproximar para formar junções como as existentes nos pontos "P₁", Figura 20a.

- Em consequência, quando a magnitude da tensão de compressão atinge o limite de escoamento do metal mais mole, ocorre a formação de um número suficiente de junções que tendem a aumentar a área real de contato.

- A massa metálica que se encontra ao redor dos pontos de contato sofre deformação plástica e encruamento e adquire suficiente resistência para não cisalhar; em decorrência disso, o movimento acaba ocorrendo, em parte, devido ao cisalhamento da subcamada adjacente; na Região II pode-se visualizar um movimento com um processo intermitente de ruptura de junções e escoamento plástico de subcamadas. O escoamento plástico das camadas subjacentes pode ocorrer mesmo na presença de lubrificante na interface, bastando apenas que, em alguns pontos, a película lubrificante sofra perfuração dando origem à junção metálica e que a tensão de cisalhamento seja igual ou maior que a resistência ao cisalhamento do metal mais mole.

- Se a tensão de cisalhamento não for afetada pela tensão normal, o coeficiente de atrito pode diminuir quando a Região III é atingida, onde a área real de contato se aproxima da aparente; se bem que não comprovado experimentalmente, admite-se como provável que a relação entre a tensão de cisalhamento " τ " e a pressão normal " p " é representada pelas curvas sólidas do gráfico da Figura 20b.
- Na Região I, onde é válida a lei de Amontons, o coeficiente de atrito constante pode atingir valores maiores ou menores do que 0,577 dependendo das características das duas superfícies e dos contaminantes; contudo, no início do escoamento das subcamadas o coeficiente de atrito se aproxima do valor 0,577 mas posteriormente, com a elevação da pressão normal, ele pode decrescer (Figura 20b).

Após as evidências experimentais apresentadas nos trabalhos de SHAW et alii e THONSEN et alii, vários autores propuseram modelos matemáticos para a análise do atrito (baseados na teoria da plasticidade), considerando a deformação plástica de asperezas submetidas a elevados níveis de pressão interfacial; dentre esses trabalhos destacam-se os de WANHEIM [20], CHILDS [21] e CHIVERS-MITCHELL-ROWE [22], para a condição de atrito estático, e

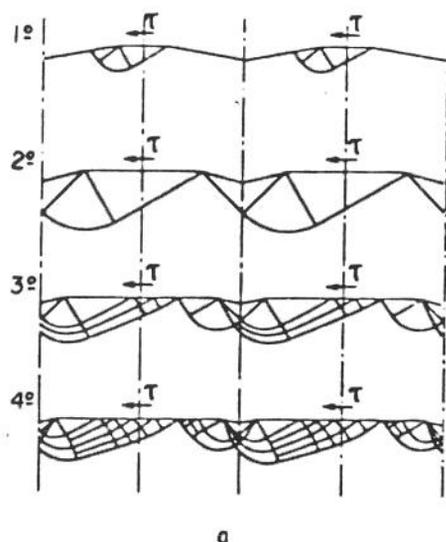
os trabalhos de WANHEIM-BAY-PETERSON [23-24], WANHEIM-BAY [25-26], BAY [27], AVITZUR-HUANG-ZHU [28], e AVITZUR-NAKAMURA [29] para a condição de atrito de deslizamento.

No trabalho de WANHEIM-BAY-PETERSEN [23], por exemplo, a variação da relação entre a área real e a área aparente de contato, em função da pressão normal, foi estabelecida considerando a condição dada pela equação (15), onde a tensão de cisalhamento da interface pode ser escrita como uma fração "m" da máxima tensão de cisalhamento do material mais mole " τ_{\max} ". O tratamento matemático aplicado foi o denominado "método das linhas de deslizamento" (válido para as condições de deformação plana); o campo de linhas de deslizamento idealizado é o apresentado na Figura 21a, e a seguinte expressão foi obtida para o cálculo da tensão de cisalhamento ou tensão de atrito:

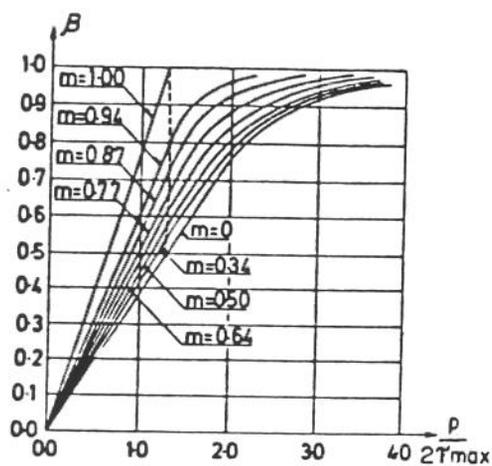
$$\tau = m \cdot \beta \cdot \tau_{\max} \quad (19)$$

onde "m" e " β " são, respectivamente, o fator de atrito e a relação entre a área real e a área aparente de contato. A relação entre as variáveis da equação (19) estão apresentadas nas Figuras 21b e 21c.

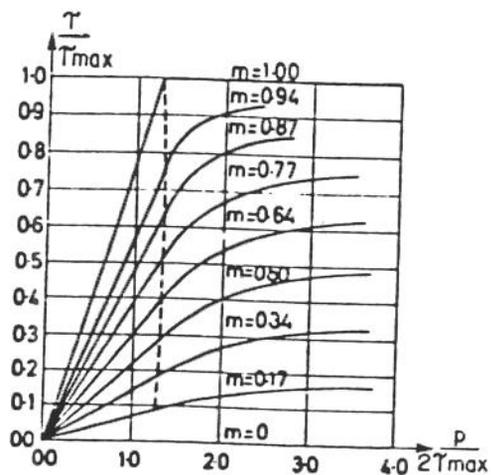
Através da Figura 21b, observa-se que inicialmente " β " aumenta proporcionalmente com " $p/(2 \cdot \tau_{\max})$ ", até o limite demarcado com a linha tracejada; a partir desse limite, e



a



b



c

Figura 21 - a) Campo de linhas de deslizamento para o cálculo da deformação plástica na interface peça-ferramenta (para 4 estágios de deformação, com $m = 0,5$). b) Área real de contato " β " em função da pressão normal " $p/(2 \cdot \tau_{\max})$ " e do fator de atrito " m ". c) Tensão de atrito " τ/τ_{\max} " em função da pressão normal e do fator de atrito - WANHEIM-BAY-PETERSEN [23].

com o aumento de " $p/(2.\tau_{\max})$ ", " β " passa a se aproximar de 1, assintoticamente; para um valor constante de " $p/(2.\tau_{\max})$ ", " β " aumenta a medida que o fator de atrito for também aumentando.

Em relação a Figura 21c, verifica-se que o limite de proporcionalidade entre a tensão de atrito nominal " τ/τ_{\max} " e a pressão normal " $p/(2.\tau_{\max})$ " está demarcada pela linha tracejada; verifica-se também que " τ/τ_{\max} " aumenta com o aumento de " $p/(2.\tau_{\max})$ ", aproximando-se ao valor limite assintoticamente. Esse valor limite é expresso pela relação $(\tau/\tau_{\max})_{\max} = m$. Além do mais, pode-se notar que as curvas correspondentes a pequenos valores de " m " ($m < 0,2$) podem ser aproximadas por linhas retas, o que permite a aplicação da lei de Amontons (modelo de Coulomb).

Através dos resultados acima apresentados, comprova-se matematicamente que o comportamento do atrito sob elevados níveis de pressão difere significativamente do comportamento sob baixos níveis de pressão; para valores de " $p/(2.\tau_{\max})$ " menores que 1,3 a lei de Amontons é válida, entretanto acima desse valor essa lei perde a validade já que o coeficiente de atrito passa a ser dependente da pressão (excetuando-se os valores de $m < 0,2$, obtidos sob condição de lubrificação eficiente).

3.3 Modelos Clássicos de Atrito

Os denominados modelos clássicos de atrito são o "modelo de Coulomb" e o "modelo de cisalhamento constante" [30-31]. Esses modelos, de uma maneira sucinta, já foram referidos no item anterior, entretanto, cabe retomá-los à uma análise mais detalhada.

No modelo de Coulomb a tensão de cisalhamento " τ " que atua no sentido inverso do movimento de deslizamento na interface peça-ferramenta e na direção tangencial a essas superfícies, é igual ao produto do denominado coeficiente de atrito " μ " pela pressão normal " p " às superfícies de contato, ou seja:

$$\tau = \mu \cdot p \quad (20)$$

A tensão de cisalhamento pode atingir a um valor máximo que se iguala a tensão máxima de cisalhamento " τ_{\max} " que o metal da peça de trabalho admite, como proposto por Orowan (op. cit. - equações 18a e 18b), isto é:

$$\tau = \mu \cdot p \quad \text{se } \mu \cdot p < \tau_{\max} \quad (18a)$$

$$\tau = \tau_{\max} \quad \text{se } \mu \cdot p \geq \tau_{\max} \quad (18b)$$

No modelo de atrito por cisalhamento constante, a tensão de cisalhamento pode ser escrita como uma fração "m" da máxima tensão de cisalhamento do material da peça de trabalho " τ_{\max} ", ou seja:

$$\tau = m \cdot \tau_{\max} \quad 0 \leq m \leq 1 \quad (21)$$

e, adotando-se o critério de escoamento plástico de von Mises:

$$\tau = m \cdot \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \quad (22)$$

onde " σ_0 " é a tensão real, dada pela equação (5) - vide Capítulo 2, item 2.3.

O modelo admite que na interface peça-ferramenta existe um meio interfacial (como um filme contaminante ou uma camada de lubrificante) de tensão de cisalhamento " $m \cdot \tau_{\max}$ " perfeitamente aderente a ambas as superfícies. Se o fator de cisalhamento ou fator de atrito "m" for igual a zero, as superfícies em contato estão completamente separadas, ou mais especificamente são consideradas perfeitamente lubrificadas; por outro lado, se esse fator for igual à unidade, não haverá a interposição do meio interfacial e o contato é considerado aderente; para as condições onde $0 \leq m \leq 1$, evidentemente que as superfícies apresentar-se-ão parcialmente separadas. Esse modelo expressa uma situação

típica quando se usa como lubrificante um "filme contínuo e sólido com comportamento idealmente plástico". É o caso das chapas com revestimentos metálicos destinadas a estampagem, onde o fator "m" passa a representar a relação entre a resistência ao cisalhamento do material da chapa, da camada de revestimento, dos contaminantes, e da natureza geométrica da interface.

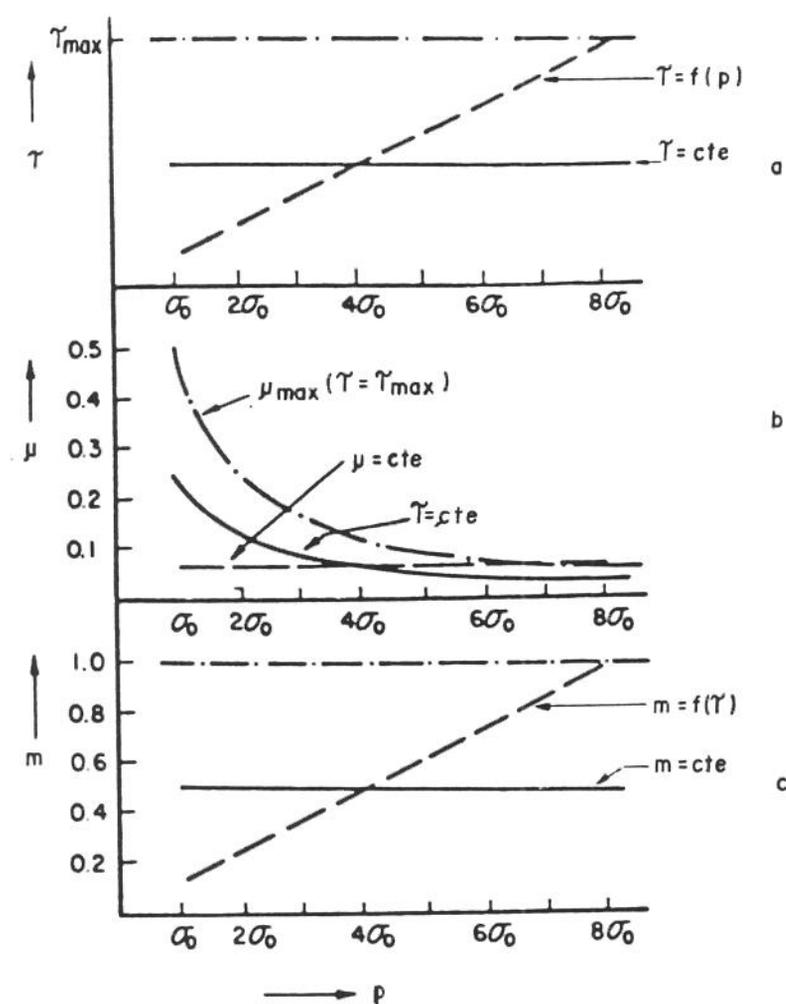
No modelo de atrito por cisalhamento constante, ao contrário do modelo de Coulomb, a tensão de cisalhamento da interface não depende da pressão normal à superfície; entretanto em ambos os modelos é admitido que tanto o coeficiente de atrito como o fator de atrito dependem dos materiais da peça, da ferramenta e do lubrificante e não dependem da geometria da ferramenta e da peça durante o processamento e nem da velocidade relativa na interface.

Com relação a esses modelos BRESCIANI FILHO [31] ressalta que no estudo da mecânica da conformação plástica, onde se relacionam as variáveis dependentes (esforços de conformação) com as variáveis independentes (resistência ao escoamento do material, geometria da ferramenta e tensão de atrito na interface) a hipótese de coeficiente ou fator de atrito constante facilita a modelagem matemática e permite obter resultados calculados que são estimativas próximas dos resultados experimentais. Contudo, para uma análise mais aprofundada, onde se procura estabelecer as relações entre

as variáveis denominadas independentes (mas que na realidade são interdependentes e manifestam essa situação de forma complexa) a hipótese do coeficiente ou fator de atrito constante não pode ser adotada. Conforme as condições de processamento pode-se ter diferentes regimes de lubrificação, condicionando as diversas situações de atrito, atuando um regime após o outro, com situações de transição, em um ponto e nos diversos pontos da interface.

Uma avaliação dos modelos de atrito acima apresentados, pode ser feita através da análise da Figura 22a-c, onde estão relacionadas a tensão de cisalhamento " τ ", a pressão normal " p ", o coeficiente de atrito " μ " e o fator de atrito " m " [32-33]. Na maioria dos processos de conformação plástica dos metais a pressão desenvolvida na interface peça-ferramenta será, pelo menos, igual a tensão limite de escoamento no estado uniaxial de tração " σ_0 ", podendo chegar a múltiplos desse valor dependendo do estado de tensões atuantes. Por outro lado as tensões de cisalhamento na interface nunca excederão o valor correspondente à máxima tensão de cisalhamento do material da peça " τ_{\max} ", pois como $\tau = \tau_{\max}$, o movimento ao longo da interface é bloqueado (condição de aderência) e a deformação prossegue por cisalhamento sob a interface (Figura 22a, reta -.-).

Uma vez que a resistência ao cisalhamento do material da peça em cisalhamento máximo não é afetada pela pressão



$$\tau = \mu \cdot p \Rightarrow \mu = \frac{\tau_{max}}{p} = \frac{\left(\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}\right)}{\sigma_0} = \frac{1}{\sqrt{3}} = 0,577; \quad (0 \leq \mu \leq 0,577)$$

$$\tau = m \cdot \tau_{max} \quad ; \quad (0 \leq m \leq 1)$$

Figura 22 - Relações entre tensão de cisalhamento " τ ", pressão normal " p ", coeficiente de atrito " μ " e fator de atrito " m ": a) variação da tensão de cisalhamento; b) variação do coeficiente de atrito; c) variação do fator de atrito - SCHEY [32].

normal, o coeficiente de atrito decresce em proporção inversa à pressão interfacial, (Figura 22b, curva -.-); isso se opõe à realidade física. Por outro lado, o fator de cisalhamento é independente da pressão interfacial logo, para $\tau = \tau_{\max}$, esse fator permanecerá constante e de valor igual a unidade (Figura 22c, reta -.-).

Além da análise das condições limites, pode-se ainda considerar o caso onde a resistência ao cisalhamento " τ " na interface peça-ferramenta, aumenta proporcionalmente com a pressão normal " p " (Figura 22a, reta - -); isso induzirá a um coeficiente de atrito constante (Figura 22b, reta - -) e a um fator de atrito proporcional ao aumento de " τ " (Figura 22c, reta - -). Por outro lado, pode-se também considerar o caso, onde " τ " permaneceria constante e de valor inferior a " τ_{\max} " (Figura 22a, reta — ; logo o fator de atrito se situaria na faixa compreendida entre $0 \leq m \leq 1$ (Figura 22c, reta —), enquanto que o coeficiente de atrito seria inversamente proporcional a $\tau < \tau_{\max}$ (Figura 22b, curva —).

O comportamento observado experimentalmente difere dos idealizados na Figura 22a-c, pois [33]:

- A tensão na interface varia de ponto à ponto.

- O filme lubrificante pode se romper permitindo assim o contato metal-metal.
- Além do que, o conceito de resistência ao cisalhamento constante, na interface para $\tau < \tau_{\max}$, não pode ser aplicado, pois é necessário admitir que o fator de atrito é variável em função da pressão interfacial.

- |1| YUST, C.S. Tribology and wear. International Metals Reviews, Ohio, v. 30, n.º3, p. 142-44, 1985.
- |2| RIGNEY, D.A.; HIRTH, J.P. Plastic deformation and sliding friction of metals. Wear, Lausanne, v. 53, n.º 2, p. 345-6, Apr. 1979.
- |3| BRESCIANI FILHO, E. Tribologia na conformação plástica. EPSUP/UNICAMP, 1987. v. 2, p. 56-7. Apostila de Curso de Pós-Graduação.
- |4| RABINOWICZ, E. Friction and wear of materials. New York, John Wiley, 1965, p. 8-9.
- |5| MADAKSON, B.P. The frictional behaviour of materials. Wear, Lausanne, v. 87, n.º 2, p. 191-206, May 1983.
- |6| BRESCIANI FILHO, E. 1987, op. cit., v. 1, p. 1-6.
- |7| BOWDEN, F.D.; TABOR, D. The friction and lubrication of solids. Clarendon Press, London, Part I, 1954.
- |8| _____, _____, Part II, 1964.
- |9| SCHEY, J.A. Metal deformation processes: friction and lubrication. New York, Marcel Dekker, 1970. Cap. 3, p. 86-93: Friction lubrication and wear mechanisms.
- |10| BRESCIANI FILHO, E., 1987, op. cit., v. 1, p. 7-72.
- |11| GREEN, A.P. Friction between unlubricated metals: a theoretical analysis of the junction model. Proceedings of the Royal Society of London, London, v. 228 (A), n.º 1173, p. 191-204, Feb. 1955.

- |12| EDWARDS, C.M.; HALLING, J. An analysis of the classic interaction of surface asperities and its relevance to the value of the coefficient of friction. The Journal of Mechanical Engineering Sciences, London, v. 10, n^o 2, p. 101-10, Apr. 1968.
- |13| BRESCIANI FILHO, E., 1987, op. cit., v. 1, p. 30-1.
- |14| BRESCIANI FILHO, E., 1987, op. cit., v. 2, p. 47-8.
- |15| OROWAN, E. Proceedings of the Institute of Mechanical Engineering, London, v. 150, p. 140-67, 1943. Apud: WANHEIM, T.; BAY, N. A model for friction in metal forming processes. Annals of the CIRP, Paris, v. 27, n^o 1, p. 189, 1978.
- |16| SHAW, M.C.; BER, A.; MAMIN, P.A. Friction characteristics of Sliding surfaces undergoing subsurface plastic flow. Transactions of the ASME. Series D: Journal of Basic Engineering, New York, v. 82, n^o 2, p. 342-6, Jun. 1960.
- |17| THONSEN, E.G.; Mac DONALD, A.G.; KOBAYASHI, S. Flank friction studies with carbide tools reveal sublayer plastic flow. Transactions of the ASME. Series B: Journal of Engineering for Industry, New York, v. 84, n^o 1, p. 53-62, Feb. 1962.
- |18| THONSEN, E.G.; YANG, C.C.; KOBAYASHI, S. Plastic deformation in metal processing. New York, Mac Millan, 1965, p. 217-29.
- |19| BRESCIANI FILHO, E., 1987, op. cit., v. 2, p. 52-6.
- |20| WANHEIN, T. Friction at high normal pressures. Wear, Lausanne, v. 25, n^o 2, p. 225-44, Aug. 1973.
- |21| CHILDS, T. H. C. The persistence of asperities in indentation experiments. Wear, Lausanne, v. 25, n^o 1, p. 3-16, Jul. 1973.

- |22| CHIVERS, T.C; MITCHELL, L.H.; ROWE, M.D. The variation of real contact area between surfaces with contact pressure and materials hardness. Wear, Lausanne, v. 28, n° 2, p. 171-85, May 1974.
- |23| WANHEIM, T.; BAY, N.; PETERSEN, A.S. A theoretically determined model for friction in metal working processes. Wear, Lausanne, v. 28, n° 2, p. 251-58, May 1974.
- |24| BAY, N.; WANHEIN, T.; PETERSEN, A.S. Ra and the average effective strain of surface asperities deformed in metal working processes. Wear, Lausanne, v. 34, n° 1, p. 77-84, Aug. 1975.
- |25| BAY, N.; WANHEIM, T. Real area of contact and friction stress at high pressure sliding contact. Wear, Lausanne, v. 38, n° 2, p. 201-09, Jul. 1976.
- |26| WANHEIM, T.; BAY, N. A model for friction in metal forming processes. Annals of the CIRP, Paris, v. 27, n° 1, p. 194, 1978.
- |27| BAY, N. Frictional stress and normal stress in bulk metal forming processes. Journal of Mechanical Working Technology, Amsterdam, v. 14, n° 2, p. 203-23, Mar. 1987.
- |28| AVITZUR, B.; HUANG, C.K.; ZHU, Y.D. A frictional model based on the Upper-bound approach to the ridge and sublayer deformations. Wear, Lausanne, v. 95, n° 1, p. 59-67, Apr. 1984.
- |29| AVITZUR, B.; NAKAMURA, Y. Analytical determination of friction resistance as a function of normal load and geometry of surface irregularities. Wear, Lausanne, v. 107, n° 4, p. 367-83, Feb. 1986.
- |30| BAQUE, P. et alii. Mise en forme des métaux-calculs par la plasticité, Tome 2, Paris, Dunod, 1973, p. 15-18.

[31] BRESCIANI FILHO, E., 1987, op. cit., v. 2, p. 73-4.

[32] SCHEY, J.A., 1970, op. cit., p. 18-21.

[33] BRESCIANI FILHO, E., 1987, op. cit., v. 2, p. 50-2.

CAPÍTULO 4

ATRITO E LUBRIFICAÇÃO NO ESTIRAMENTO

4.1 Mecanismos de Atrito

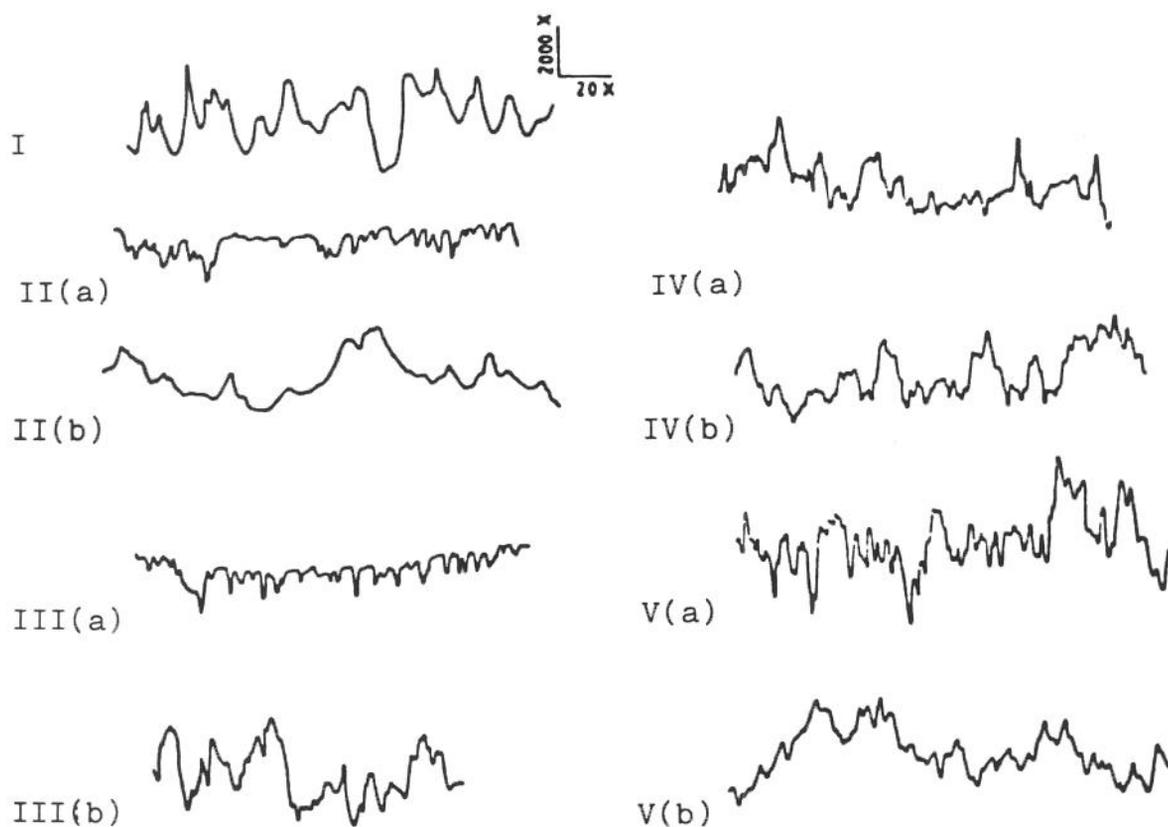
De um modo geral, os mecanismos de atrito que se desenvolvem na interface chapa-punção, são provenientes do interrelacionamento dos seguintes fatores [1]:

- A interação das rugosidades superficiais da chapa com as do punção.
- A deformação volumétrica da chapa.
- A componente tangencial da velocidade relativa entre a superfície da chapa (em conformação) e a do punção.
- As condições de lubrificação.

A interação das rugosidades superficiais da chapa com as do punção, durante o processamento, influencia sensivelmente os níveis de atrito. A princípio, a chapa a ser conformada, deve apresentar um acabamento superficial controlado, pois superfícies muito lisas não permitem a retenção do lubrificante e, por outro lado, superfícies muito rugosas provocam excessivo efeito de atrito. Tomando-se por base os princípios estabelecidos pela teoria da

aderência superficial, verifica-se que para a condição interfacial "a seco", os mecanismos de atrito que se desenvolvem na interface chapa-punção estão baseados na formação de pontos com micro-soldas das rugosidades da superfície da chapa com as do punção, onde ocorre o cisalhamento na região adjacente aos pontos de micro-soldas. Com a evolução dos processos de deformação plástica e de cisalhamento das asperezas, a rugosidade da chapa é alterada com a sujeição de novas superfícies à ação do atrito; alternando-se também as propriedades mecânicas do material (devido ao encruamento), e com isso os níveis de atrito. Entretanto, a existência de um meio interfacial, como um lubrificante, vem a alterar parcial ou completamente essa tendência, reduzindo os níveis de atrito.

Essas observações, referentes aos mecanismos de atrito devidos à interação das rugosidades da chapa com as do punção, são constatadas levando-se em consideração a evolução do perfil da rugosidade superficial da chapa em conformação, em corpos de prova ensaiados para as condições sem e com lubrificação, conforme apresentado na Figura 23 |2|. Tomando-se como referência o perfil inicial da rugosidade da superfície da chapa a ser conformada, Figura 23I, e as superfícies dos lados da chapa durante a conformação, ou seja, a superfície em contato com o punção (índice **a**) e a superfície livre (índice **b**) - correspondente ao outro lado da chapa, na região do punção - observa-se a



a: superfície em contato com o punção.

b: superfície livre, correspondente ao outro lado da chapa, na região do punção.

Figura 23 - Evolução do perfil da rugosidade superficial de chapa de aço, ensaiada por esticamento (com punção hemisférico): I - antes da conformação; II(a-b) - estágio intermediário de conformação, interface "a seco"; III(a-b) - estágio final de conformação, interface "a seco"; IV(a-b) - estágio intermediário de conformação, interface lubrificada; V(a-b) estágio final de conformação, interface lubrificada - adaptada de SENGUPTA-FOGG-GHOSH [2].

evolução do perfil das rugosidades dessas superfícies, em um estágio intermediário de conformação, Figuras 23II(a-b) e 23IV(a-b), e no estágio final de conformação, Figuras 23III(a-b) e 23V(a-b). Os perfis de rugosidade apresentados nas Figuras 23II(a-b) e 23III(a-b), correspondem aos obtidos para a condição de interface sem lubrificação ("a seco"), enquanto que os apresentados nas Figuras 23IV(a-b) e 23V(a-b), correspondem aos obtidos com lubrificação (película de polietileno com óleo).

Para a condição de processamento "a seco", observa-se que na interface chapa-punção ocorre uma notória alteração na forma, dimensão, e distribuição dos perfis das rugosidades, Figuras 23II(a) e 23III(a), apresentando-se intensamente deformados, ocorrendo o aumento da área real de contato e, por conseguinte, uma diminuição de rugosidade; quanto aos perfis das rugosidades da superfície livre da chapa, observa-se uma tendência contrária ao da superfície em contato com o punção, ou seja, há um aumento de rugosidade, Figuras 23II(b) e 23III(b).

Para a condição de processamento com lubrificação, as alterações dos perfis das rugosidades da superfície de contato com o punção, são relativamente pouco pronunciadas, Figuras 23IV(a) e 23V(a), mantendo-se, entretanto, a tendência de aumento da rugosidade na superfície livre da chapa, Figuras 23IV(b) e 23V(b). Evidentemente, a

interposição, da película de polietileno com óleo, contribuiu decisivamente para a alteração dos mecanismos e para a redução dos níveis de atrito, resultantes da interação das rugosidades superficiais da chapa com as do punção, em relação aos verificados para a condição "a seco".

Os mecanismos de atrito que se desenvolvem na interface chapa-punção, são significativamente influenciados pela deformação plástica volumétrica da chapa em conformação; observações experimentais demonstram que imediatamente após a superfície da chapa ter entrado em contato com a superfície do punção inicia-se, quase que simultaneamente com a deformação das rugosidades superficiais, a deformação generalizada no corpo da chapa, impondo um sistema de tensões, que causa a repentina queda na pressão de escoamento das rugosidades, acentuando, notoriamente, o aumento da área real de contato, que tende a aumentar, por conseguinte, os níveis de atrito |3|.

Os mecanismos de atrito e, por conseguinte, os níveis de atrito resultantes, são também influenciados pela componente tangencial da velocidade relativa de deslizamento da chapa sobre o punção; o coeficiente de atrito é inversamente proporcional a intensidade dessa componente |4-6|. A exemplificação dessa relação de dependência está apresentada na Figura 24, de onde pode-se observar a diminuição de valor do coeficiente de atrito com o aumento

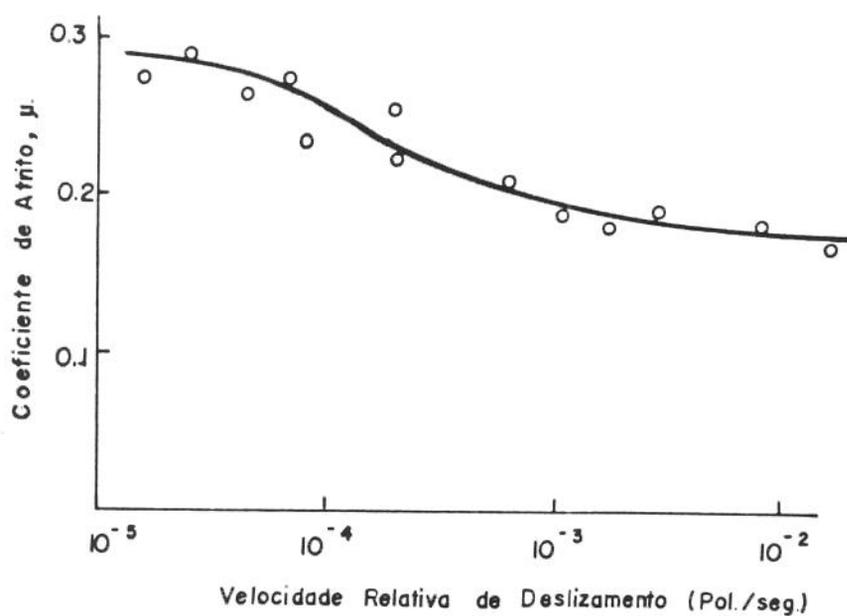


Figura 24 - Variação do coeficiente de atrito com a velocidade relativa de deslizamento da superfície da chapa sobre o punção - FOGG [6].

da velocidade relativa de deslizamento; na faixa de velocidade compreendida entre 10^{-5} e 10^{-2} pol/s ($2,54 \times 10^{-3}$ e $2,54$ mm/s), o valor do coeficiente de atrito diminui de um valor máximo em torno de 0,29, para um valor mínimo em torno de 0,18. Por outro lado, verifica-se ainda experimentalmente, que a velocidade de deslizamento relativa depende das condições de lubrificação: sob a condição de interface não lubrificada, a variação da velocidade chega a atingir valores de 0,001 à 0,014 da velocidade do punção, respectivamente, nos estágios inicial e final de conformação; sob a condição de interface lubrificada (película de polietileno com óleo) são registrados, para esses estágios, valores de 0,03 à 0,5 da velocidade do punção.

Por fim, ressalta-se mais uma vez, que as condições de lubrificação concorrem decisivamente para reduzir o atrito na interface chapa-punção, que deve ser mantido em níveis os mais baixos possíveis, para aumentar a estampabilidade [7]. A análise desse fator de influência esta apresentada no item seguinte.

Em decorrência da análise dos fatores acima apresentados, SENGUPTA-FOGG-GHOSH [8], sugeriram o seguinte modelo físico para os mecanismos de atrito na interface chapa-punção, representado esquematicamente na Figura 25:

- Tomando-se como referência o elemento "A", na chapa a ser conformada, Figura 25a(i), este apresenta as

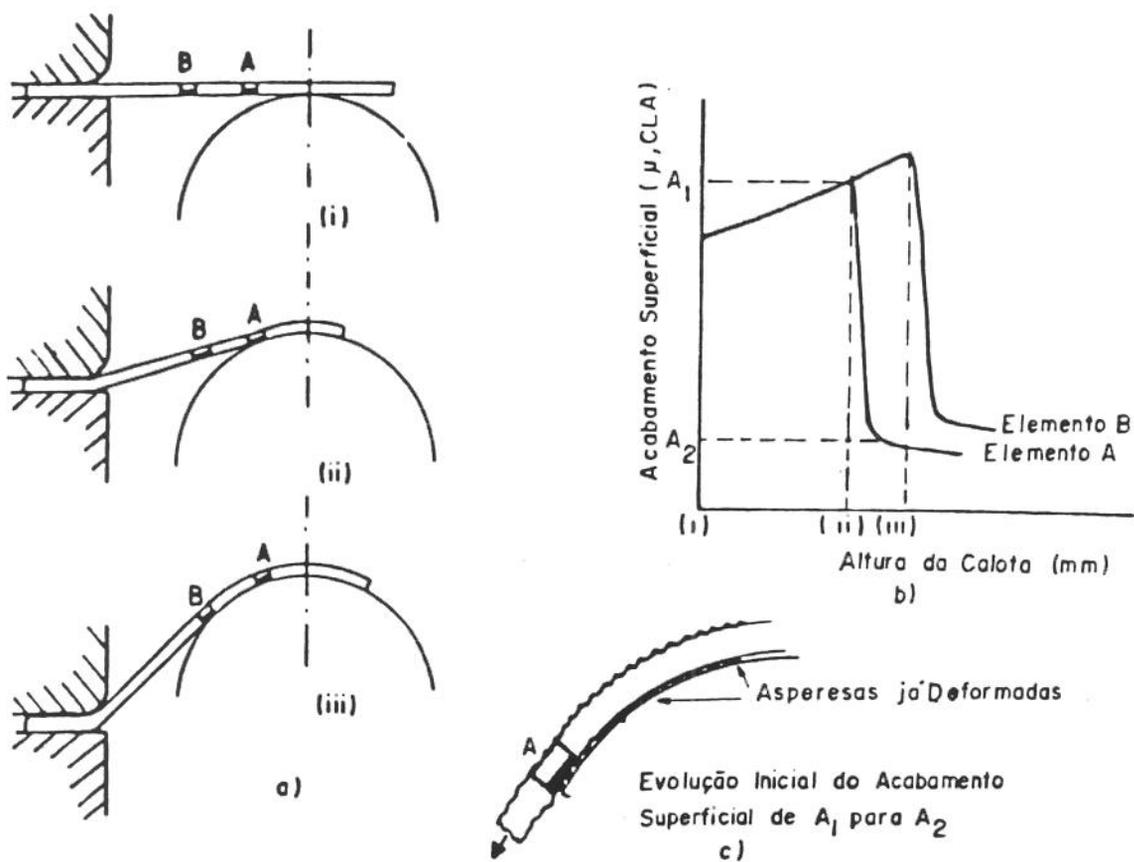


Figura 25 - Representação esquemática de modelo físico para os mecanismos de atrito na interface chapa-punção - proposto por SENGUPTA-FOGG-GHOSH [8].

propriedades e as características originais (propriedades mecânicas do material e características de rugosidade superficial).

- A medida com que a chapa for sendo deformada sob a ação do punção, Figura 25a(ii), a rugosidade superficial do elemento "A" (que avança em direção à superfície do punção) é concomitantemente alterada, sendo que o material apresenta-se muito pouco encruado. Entretanto, imediatamente após o contato com o punção, tais condições são substancialmente alteradas, iniciando-se o processo de deformação plástica das rugosidades superficiais no elemento; nessa condição, a velocidade de deslizamento do elemento é determinada pela taxa de deformação relativa dos elementos precedentes, e que por sua vez, depende da eficiência da lubrificação.

- Em consequência do elevado nível de pressão interfacial, que então se verifica, acentua-se o crescimento da área real de contato, até o momento em que a deformação plástica passa também a ocorrer nas subcamadas adjacentes à superfície da chapa, atingindo os níveis de deformação volumétrica do corpo da chapa; nessa condição a superfície do elemento "A" apresenta um alizamento brusco, que resulta na mudança significativa do acabamento superficial da

chapa, de A_1 para A_2 (Figuras 25b-c). Após o término do processamento, a qualidade do acabamento superficial da chapa aproxima-se ao da superfície polida do punção. Os mecanismos de deformação do elemento "A" são, então, seguidos pelo elemento "B", Figura 25a(iii).

4.2 Regimes de Lubrificação

A lubrificação é de fundamental importância para o processo de estiramento; na medida em que o lubrificante controla o atrito, e conseqüentemente as tensões atuantes nos diversos pontos da chapa em contato com o punção, ele condiciona, também a distribuição das deformações, contribuindo para uma maior heterogeneidade da deformação [9].

Um aspecto básico no estudo da lubrificação, quer seja empregando-se lubrificantes líquidos ou lubrificantes sólidos, como os metais dúteis - objeto de estudo no presente trabalho - é a caracterização do tipo de regime de lubrificação atuante na interface chapa-punção. O principal fator que determina o tipo de regime é a espessura do filme lubrificante em relação a rugosidade superficial da interface, tendo-se, assim, a ocorrência dos seguintes tipos de regimes [10-12]:

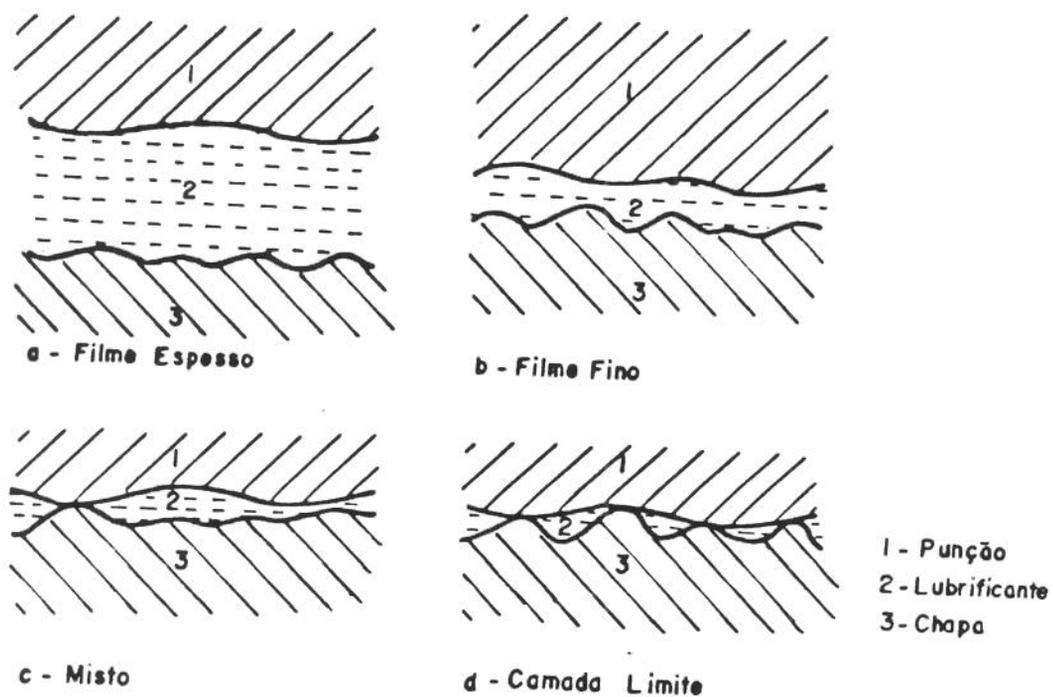


Figura 26 - Representação esquemática dos regimes de lubrificação [11].

- Regime de filme espesso.
- Regime de filme fino.
- Regime misto.
- Regime de filme limite.

No regime de filme espesso (Figura 26a), as superfícies da chapa e do punção estão separadas por um filme contínuo de lubrificante, que é muito mais espesso do que as rugosidades dessas superfícies; a espessura do filme é superior a 10 vezes o valor RMS (Root Mean Square) da rugosidade. Como as superfícies estão completamente separadas, o conceito de coeficiente de atrito tem pouca validade e a resistência ao movimento, ou seja a tensão de atrito, passa a ser definida pelas propriedades físicas do lubrificante. A superfície da chapa em conformação tende a deformar-se como uma superfície livre, ocorrendo o aumento da rugosidade da peça acabada.

Quando a espessura do filme lubrificante está compreendida entre 3 a 10 vezes o valor RMS da rugosidade, ocorre o regime de filme fino (Figura 26b); nesse caso, uma pequena fração da carga aplicada é suportada pelas asperezas da chapa e do punção, passando, então, a rugosidade da interface a exercer influência no escoamento do lubrificante. A rugosidade da peça acabada diminui moderadamente.

No regime misto (Figura 26c) a espessura do filme lubrificante é muito menor do que 3 vezes o valor RMS da

rugosidade, e uma parte significativa da carga aplicada é suportada pelas asperezas das interfaces, e a parte restante pelo filme lubrificante. A rugosidade da peça conformada tende a diminuir, ou caso haja ruptura do filme, há o aumento da rugosidade, pois as asperezas que se soldam a superfície do punção são arrancadas, e em consequência do movimento relativo entre as superfícies, causam riscamentos na superfície da peça.

O regime de filme limite (Figura 26d) ocorre quando toda carga aplicada é suportada pelo contato entre os picos das asperezas das duas superfícies, onde o mecanismo de deformação local das asperezas e os fenômenos físico-químicos de interação das superfícies com o lubrificante, são fundamentais; de certa maneira o lubrificante reage quimicamente com as superfícies, formando compostos (filme limite) que se mantém aderente evitando assim o contato metal-metal. A rugosidade da peça acabada tende a diminuir, desde que não ocorra a ruptura do filme limite.

Os tipos de regimes de lubrificação acima descritos podem sofrer modificações de um tipo para outro, em diferentes pontos da interface ou num mesmo ponto durante o processamento, em função das condições de trabalho, ou seja: das propriedades físicas, químicas e mecânicas dos lubrificantes; das propriedades da chapa; dos níveis de pressão, de temperatura e de velocidade relativa da

interface; da geometria da ferramenta (punção e matriz); e das rugosidades superficiais da chapa e do punção.

Para a definição do regime de trabalho, o fator fundamental de controle é a espessura do filme lubrificante na interface chapa-punção; e a definição dessa espessura depende de dois mecanismos básicos [13]: O arrasto e a retenção de lubrificante na interface (Figura 27). No mecanismo de arrasto, o filme lubrificante é levado para a interface por um efeito de "cunha"; no mecanismo de retenção, o filme lubrificante é mantido na interface por um efeito de "contenção". Na medida em que a superfície da chapa se aproxima à do punção, o lubrificante é comprimido, formando uma "cunha" de lubrificante que caracteriza o regime de filme espesso. Entretanto, na medida em que é estabelecido o pleno contato da chapa sobre o punção, esse mecanismo é alterado, verificando-se uma tendência à diminuição da espessura do filme lubrificante, que passa a ser retido entre as superfícies; o regime de lubrificação dominante é, então, definido pelas condições de trabalho (acima mencionadas).

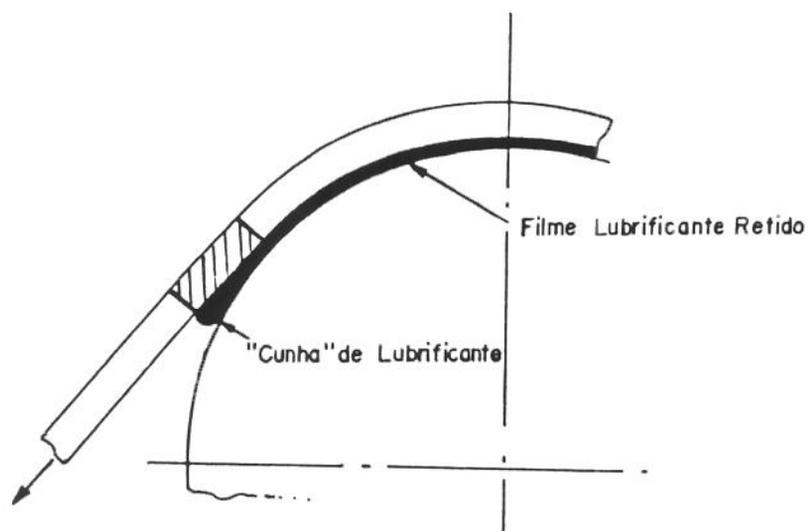


Figura 27 - Representação esquemática dos mecanismos de arrasto e de retenção do filme lubrificante, no estiramento - FOGG [14].

4.3 Métodos de Determinação do Coeficiente de Atrito

De um modo geral, a avaliação das condições de atrito no processo de estiramento tem sido comumente realizada em função do denominado coeficiente de atrito " μ ", estabelecido pelo modelo de Coulomb, ou seja, $\tau = \mu \cdot p$; logo $\mu = \tau/p$. Para isso são realizados estudos experimentais que conduzem à determinação desse coeficiente, através dos seguintes métodos [14-15]:

- 1º Mede-se diretamente na superfície de corpos de prova, provenientes da chapa a ser conformada, a intensidade das duas componentes dos esforços de superfície, ou seja, a pressão normal " p " e a tensão de cisalhamento ou de atrito " τ ", através de ferramenta e sensores adaptados para esse fim. constituindo-se desse modo, num método de determinação do coeficiente de atrito global e direto, contudo sem incorporar a deformação plástica da chapa.

- 2º Postula-se o modelo de Coulomb que é introduzido num método de determinação dos esforços de estiramento e interpreta-se os resultados experimentais em função desse método para calcular o coeficiente de atrito, permitindo assim, uma avaliação global das condições de atrito, particularmente relativas à lubrificação.

Como exemplificação desses métodos de determinação do coeficiente de atrito, apresenta-se, respectivamente, os trabalhos desenvolvidos por KOBAYASHI-KUROSAKI-KAWAI [16] e por GHOSH [17].

No trabalho de KOBAYASHI et alii, a intensidade das duas componentes dos esforços de superfície foi medida empregando-se o dispositivo esquematizado na Figura 28; esse dispositivo está assim constituído: ferramenta (1); pistão de aplicação da força normal (3); junta universal (4); célula de carga para medição da força normal (5); célula de carga para medição da força tangencial (6); junta universal (7); e espiga (8).

O ensaio é realizado utilizando-se dois corpos de prova circulares, com diâmetro de 9,8 mm, provenientes da chapa a ser conformada; os corpos de prova (2) são fixados, respectivamente, entre o pistão (3) e a ferramenta (1), e entre esta e a célula de carga (5). Após a aplicação da força normal, o conjunto mecânico no qual está montada a ferramenta é acionado, deslocando-se verticalmente, ocorrendo o deslizamento da ferramenta sobre as superfícies dos corpos de prova; as componentes de força são então medidas através das respectivas células de carga, (5 e 6).

Os esforços de superfície, ou seja, a pressão normal e a tensão de cisalhamento ou de atrito, são obtidos

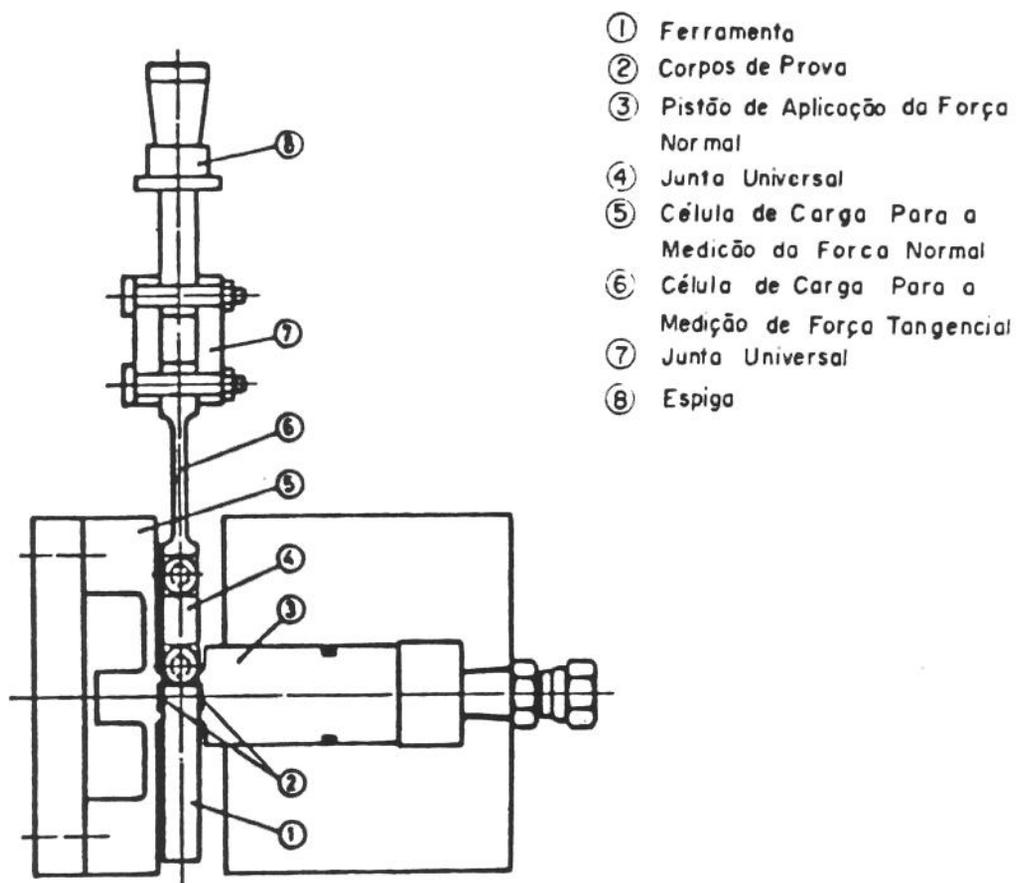


Figura 28 - Representação esquemática do dispositivo para a determinação do coeficiente de atrito, utilizado por KOBAYASHI-KUROSAKI-KAWAI [17].

dividindo-se as respectivas forças pela área de contato da interface; com esses esforços determina-se então o coeficiente de atrito.

Com a adoção desse método e do dispositivo acima apresentado, os autores determinaram o coeficiente de atrito, para várias condições de ensaio pré-estabelecidas, para que fossem levados em consideração na simulação matemática do processo de estiramento com punção hemisférico, através de um método numérico (baseado em uma teoria de deformação incremental); os resultados assim obtidos foram ainda comparados com resultados experimentais, provenientes de ensaios de estiramento. O trabalho teve por objetivo analisar, teórica e experimentalmente, a influência do atrito e das propriedades do material das chapas ensaiadas (como o expoente de encruamento "n" e o índice de anisotropia plástica "R") na estampabilidade de chapas de aço, de alumínio e de cobre.

O trabalho de GHOSH teve por objetivo básico a proposição de um método para a determinação do coeficiente de atrito, através de ensaio de estiramento com punção hemisférico, bem como a aplicação desse método à vários materiais e condições de lubrificação.

De um modo geral, o método consiste em se estabelecer o equilíbrio entre a carga no punção e os esforços de

superfície, ou seja, a força normal e a força tangencial ou de atrito, obtendo-se assim uma primeira equação que é então diferenciada em relação ao raio de contato da chapa sobre o punção, (onde ocorre a máxima pressão). A manipulação dessas equações resultará na obtenção de uma expressão matemática para o cálculo do coeficiente de atrito; os valores das variáveis então equacionadas são obtidos a partir dos dados provenientes de ensaios de estiramento.

Baseando-se em observações previamente constatadas, as seguintes hipóteses são assumidas para o equacionamento matemático:

- A distribuição da pressão normal na interface chapa-punção é uniformemente distribuída à cada estágio de conformação.
- A relação entre a tensão de atrito e a pressão normal é dada pelo modelo de Coulomb.
- O ponto de inflexão da curva descrita pelo gráfico que relaciona a força de estiramento e o deslocamento do punção, corresponde a máxima pressão na interface chapa-punção.

Na Figura 29, que apresenta esquematicamente a chapa deformada sobre o punção, estão indicados: a carga no punção "P"; o raio do punção " ρ "; o raio de contato chapa-punção

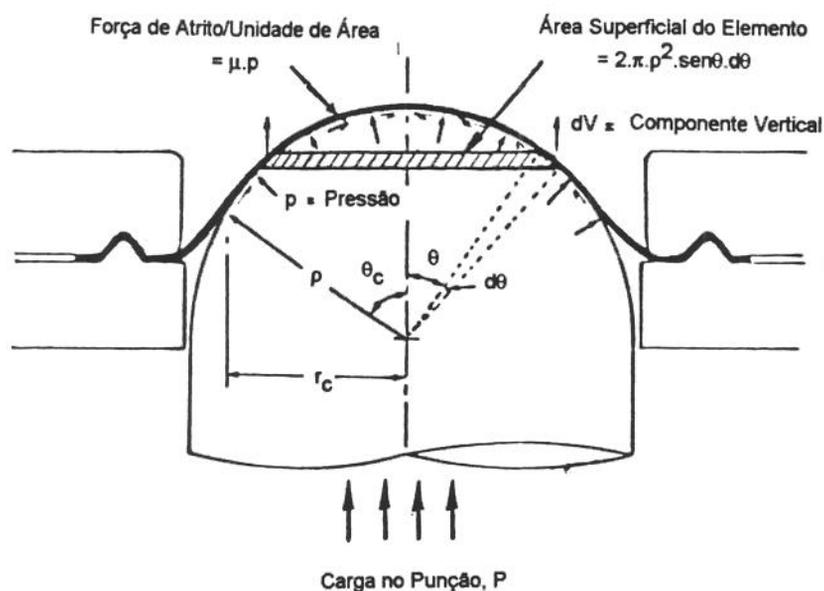


Figura 29 - Representação esquemática dos esforços de estiramento e das relações geométricas na interface chapa-punção, para o equacionamento matemático do coeficiente de atrito, apresentada por GHOSH [18].

" r_c "; a pressão normal " p "; e a força de atrito por unidade de área " $\mu.p$ ". A componente vertical " dV " da força que age sobre um elemento anelar da chapa, o qual subentende um ângulo " $d\theta$ " em relação ao centro do punção, é dada pela seguinte equação:

$$dV = (p \cdot \cos \theta + \mu \cdot p \cdot \operatorname{sen} \theta)(2 \cdot \pi \cdot \rho^2 \cdot \operatorname{sen} \theta \cdot d\theta) \quad (23)$$

A integral de " dV " sobre a área total de contato chapa-punção, onde $\theta = \theta_c$ (ângulo de contato), é igual a força vertical " V ", ou seja:

$$V = \int_{\theta=0}^{\theta=\theta_c} 2 \cdot \pi \cdot \rho^2 (\operatorname{sen} \theta \cdot \cos \theta + \mu \cdot \operatorname{sen}^2 \theta) d\theta \quad (24)$$

Integrando-se a equação (24), com " p " e " τ " constantes, e igualando-se à carga no punção " P ", resulta:

$$P = \pi \cdot \rho^2 \cdot p [\operatorname{sen}^2 \theta_c + \mu (\theta_c - \operatorname{sen} \theta_c \cdot \cos \theta_c)] \quad (25)$$

Considerando-se que $r_c = \rho \cdot \text{sen}\theta_c$ e diferenciando-se a equação (25) em relação ao raio de contato " r_c ", no ponto de máxima pressão, onde $(dp/dr_c) = 0$, obtém-se:

$$\left. \frac{dP}{dr_c} \right|_{r_0} = 2 \cdot \pi \cdot \rho \cdot p \cdot \text{sen}\theta_0 (1 + \mu \cdot \tan\theta_0) \quad (26)$$

onde $r_c = r_0$ e $\theta_c = \theta_0$ para a máxima pressão.

Tirando-se o valor de "p" da equação (25) e substituindo-se na equação (26), resulta:

$$\left[\frac{(dP/dr_c)}{P} \right]_{r_0} = \frac{2}{\rho} \left\{ \frac{1 + \mu \cdot \tan\theta_0}{\text{sen}\theta_0 + \mu [(\theta_0/\text{sen}\theta_0) - \cos\theta_0]} \right\} \quad (27)$$

Substituindo-se $\text{sen}\theta_0$ por (r_0/r) e $\cos\theta_0$ por $(\sqrt{\rho^2 - r_0^2}/\rho)$, a expressão (27) passa a ser escrita da seguinte forma para a determinação do coeficiente de atrito:

$$\mu = \frac{2 - X \cdot r_0}{X \left[\left(\rho^2/r_0 \right) \text{sen}^{-1}(r_0/\rho) - \sqrt{\rho^2 - r_0^2} \right] - \left(2 \cdot r_0/\sqrt{\rho^2 - r_0^2} \right)} \quad (28)$$

onde $X = \left[\left(\frac{dP}{dr_c} \right) / P \right]_{r_0}$

O procedimento básico para a determinação das variáveis equacionadas pela expressão (28), é o seguinte:

- 1º Realização de ensaios de estiramento para a obtenção do gráfico que relaciona o raio de contato com o deslocamento do punção.
- 2º Realização de ensaios de estiramento para a obtenção do gráfico que relaciona a força de estiramento com o deslocamento do punção.
- 3º Determinação do ponto de inflexão do gráfico que relaciona a força de estiramento com o deslocamento do punção, onde ocorre a máxima pressão; determinando-se, por conseguinte, os valores correspondentes a força e ao deslocamento do punção.
- 4º Determinação do valor do raio de contato no ponto de máxima pressão, onde $r_c=r_0$; esse valor é determinado do gráfico que relaciona o raio de contato com o deslocamento do punção, considerando-se o valor do deslocamento correspondente ao ponto de inflexão (determinado anteriormente)

5º Cálculo do valor do coeficiente de atrito, substituindo-se na equação (28), os valores da força e do raio de contato, então obtidos, e o valor do raio do punção utilizado no ferramental empregado para a realização dos ensaios de estiramento.

Parte dos resultados apresentados no referido trabalho, ou seja, os coeficientes de atrito calculados, para chapas de aço acalmado com alumínio, sob diferentes condições de processamento, estão apresentados na Tabela 2. Para as condições de processamento "a seco", observa-se que o coeficiente de atrito diminui com o aumento da velocidade do ensaio, o que comprova a influência da velocidade relativa da interface nos mecanismos e, por conseguinte, nos níveis de atrito resultantes [6]. Para as condições de interface lubrificadas, observa-se uma sensível redução do valor do coeficiente de atrito quando da utilização combinada de PTFE (Teflon), aplicado por aspensão, e polietileno (PE), aplicado na forma de película, em relação aos valores obtidos com lubrificação líquida, ou seja, com óleo. Entretanto, esse fato não ocorre quando da reutilização da película de polietileno que, embora de forma combinada com Teflon, não apresenta a mesma eficiência, elevando o valor do coeficiente de atrito.

GHOSH resalta ainda que as condições de lubrificação determinam os níveis de atrito, que por sua vez condiciona a

Condição da interface	Velocidade de ensaio [mm/minuto]	Coefficiente de atrito μ	Máxima pressão [MPa]
a seco	25,4	$0,22 \pm 0,05$	12,60
	254,0	$0,20 \pm 0,04$	
	1270,0	$0,18 \pm 0,05$	
óleo mineral	25,4	$0,16 \pm 0,03$	12,70
	25,4	$0,18 \pm 0,05$	
PTFE (Teflon) + PE (película de polietileno)	25,4	$0,12 \pm 0,03$	12,40
PTFE (Teflon) + PE (película de polietileno, reutilizada)	25,4	$0,17 \pm 0,03$	12,40

Metal base: chapa de aço acalmado com alumínio / espessura: 0,81 mm.

Tabela 2 - Valores de coeficientes de atrito calculados pelo método proposto por Ghosh, adaptada de GHOSH |17|.

distribuição das deformações da chapa sobre o punção, determinando, por conseguinte, os limites máximos da força de estiramento e da altura da calota estirada. Isso é evidenciado considerando-se os gráficos: força de estiramento vs. deslocamento do punção; altura limite de estiramento vs. coeficiente de atrito, resultantes de parte dos ensaios realizados no referido trabalho. Esses gráficos já foram citados no Capítulo 2, onde estão apresentados respectivamente pela Figuras 11 e 12 (página 51 e 52); tanto a força máxima quanto a altura limite de estiramento diminuem, a medida em que o coeficiente de atrito aumenta.

- |1| SENGUPTA, A.K.; FOGG, B.; GHOSH, S.K. On the mechanism behind the punch-blank surface conformation in stretch-forming and deep-drawing. Journal of Mechanical Working Technology, Amsterdam, v. 5, n° 3/4, p. 184, Dec. 1981.

- |2| _____, _____, 1981, pg. 199.

- |3| FOGG, B. Proc. I. Mech. E., 182 (Pt 3k), p. 152, 1968. Apud: SENGUPTA, A.K. et alii, 1981, op. cit., p. 186.

- |4| RUBENSTEIN, C., Wear, v. 3, p. 150, 1960. Apud: SENGUPTA, A.K. et alii, 1981, op. cit., p. 187.

- |5| RABINOWICZ, E. Friction and wear of materials, Wiley, New York, 1965. Apud: SENGUPTA, A.K. et alii, 1981, op. cit., p. 187.

- |6| FOGG, B. Modern Developments in Lubrication Theory and Praticce for Deep Drawing. Sheet Metal Industries, Surrey, v. 53, p. 299, May 1976.

- |7| KOBAYASHI, M. et alii, Tras. ASME, J. Eng. Ind., v. 102, p. 142, 1980. Apud: SENGUPTA, A.K. et alii, 1981, op. cit., p. 188.

- |8| SENGUPTA, A.K. et alii, 1981, op. cit., p. 206-7.

- |9| SCHEY, J.A. Tribology in Metal Working. Metals Park, American Society for Metals, 1983. Cap. 10, p. 520: Sheet Metal Working.

- |10| WILSON, W.R.D. Friction and Lubrification in sheet metal forming. In: Symposium on Mechanics of Sheet Metal Forming, Warrendale, 1977. Mechanics of Sheet Metal Forming: Proceedings. New York, Plenum Press, 1978, p. 157-77.

- [11] BRESCIANI FILHO, E. Tribologia na conformação plástica. EPUSP/UNICAMP, 1987. v. 2, p. 61-73. Apostila de Curso de Pós-Graduação.
- [12] RAJAGOPAL, S. A critical review of lubrication in deep drawing and wall ironing. In: The International Symposium on Metalworking Lubrication Century 2, Emerging Technology Conferences, San Francisco, 1980. Proceedings, New York, ASME, 1980. p. 135-44.
- [13] FOGG, B. 1976, op. cit., p. 300.
- [14] BAQUE, P. et alii. Mise en forme des métaux-calculs par la plasticite, Tome 2, Paris, Dunod, 1973, p. 12-4.
- [15] BRESCIANI FILHO, E. Conformação Plástica de Chapas de Aço Galvanizadas. São Paulo, 1980. p. 149-50. Tese (Livre Docência). Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.
- [16] KOBAYASHI, M.; KUROSAKI, Y.; KAWAI, N. Influences of friction and metal properties on the pure stretchability of sheet metals. Transactions of the ASME. serie B: Journal of Engineering for Industrt, New York, v. 102, n° 2, p. 142-50, May 1980.
- [17] GHOSH, A. K. A method for determining the coefficient of friction in punch stretching of sheet metals. International Journal of Mechanical Sciences, Oxford, v. 19, n° 8, p. 457-70, 1977.

CAPÍTULO 5

METODOLOGIA ADOTADA PARA AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO
DO ATRITO

5.1 Introdução

Tendo-se por objetivo no presente trabalho, a avaliação do comportamento do atrito na interface chapa-punção, particularmente relativa a resistência ao cisalhamento do sistema de superfícies formado pelo metal base, material de revestimento (estanho), contaminantes, e pela natureza geométrica da interface, a metodologia de avaliação a ser adotada, consiste dos seguintes procedimentos gerais:

- 1º Equacionamento das componentes dos esforços de estiramento, na direção vertical e horizontal, através de método de análise da mecânica da deformação.

- 2º Determinação da tensão de atrito em função da pressão normal e, por conseguinte, do coeficiente de atrito; assumindo-se para isso, que a variação desses esforços de superfícies é desprezível à cada dois estágios próximos de conformação. Embora essa hipótese, a princípio, possa ser contestável, observa-se que a sua adoção pode ser razoavelmente

aceitável, quando comparada ao método simulativo, onde o coeficiente de atrito é determinado sem levar em consideração a deformação plástica da chapa durante o processamento. É o caso do método adotado, por exemplo, no trabalho de KOBAYASHI et alii [1] apresentado no Capítulo anterior .

3º Determinação de uma condição na qual, a tensão de atrito e o coeficiente de atrito possam ser determinados de forma comum à todos os ensaios.

4º Determinação dos parâmetros de estampabilidade, ou seja, a força máxima de estiramento e o deslocamento máximo do punção, atingidos ao final do ensaio, no ponto de estrição do corpo de prova.

5.2 O Método de Análise

O método de análise a ser empregado para o equacionamento das componentes dos esforços de estiramento, na direção vertical e horizontal, atuantes na interface chapa-punção, é o denominado "Método da Divisão em Elementos", ou "Slab Method" [2-3]. De um modo geral, esse método de análise é um dos métodos aplicados aos processos de conformação plástica dos metais, e baseia-se na mecânica da deformação plástica, que estuda a matéria como um meio contínuo que, quando solicitada mecanicamente, se deforma;

mais particularmente, baseia-se na teoria da plasticidade [4-5]. Levando-se em consideração o trabalho total de conformação, o método considera as seguintes parcelas: o trabalho de deformação uniforme, para a mudança de geometria da chapa; e o trabalho de atrito, correspondente à energia dissipada para vencer a resistência ao atrito no contato chapa-punção. Entretanto não leva em consideração o trabalho de deformação redundante, que corresponde a perda de energia de deformação interna, devida às deformações no decorrer do processo, em face a movimentação, ou escoamento não uniforme, e que não contribui para a mudança de geometria da chapa em conformação.

Considerando-se a configuração geométrica da chapa em contato com o punção, apresentada na Figura 30, o método adota as seguintes hipóteses:

- Considera-se um elemento anelar de dimensões infinitesimais formando um ângulo " $d\theta$ " em relação ao centro do punção (eixo de simetria).
- As direções principais, para todo o volume da chapa deformada, são as direções principais do eixo de simetria e dos eixos perpendiculares ao de simetria.

- As tensões principais são constantes dentro do elemento e somente dependem da posição no eixo de simetria.
- As forças aplicadas no elemento resultam em parte dessas tensões principais, e em parte da tensão de cisalhamento gerada pelo atrito entre a chapa e o punção (com a condição de não alterar a hipótese anterior); essa tensão de cisalhamento é considerada somente no nível global dos esforços aplicados no elemento em equilíbrio.
- A ferramenta, ou seja, o punção, a matriz e o prensa-chapa, é suficientemente rígida e indeformável.
- A deformação elástica da chapa é desprezada em relação aos elevados níveis de deformação plástica, atingidos durante a conformação.

As equações que relacionam os esforços atuantes na interface chapa-punção, são obtidas a partir do estabelecimento das equações de equilíbrio, segundo as direções vertical e horizontal, para o conjunto de forças que agem no elemento. Essas equações, são equações diferenciais em função da variável " θ " que localiza o elemento em relação ao centro do punção; a integração dessas equações diferenciais, para a condição de contorno dada pela

área total da superfície de contato chapa-punção permite obter as equações resultantes, que possibilitam, então, o cálculo da componente tangencial do vetor de tensão na interface chapa-punção.

5.3 Equacionamento Matemático

Tomando-se como referência a representação esquemática do ensaio de estiramento, apresentada na Figura 30, e considerando-se o elemento anelar de dimensões infinitesimais, na chapa em contato com o punção, formando um ângulo " $d\theta$ " em relação ao centro do punção, indica-se ainda:

ρ = raio do punção

θ = ângulo entre o centro do punção e a direção normal à chapa

θ_C = ângulo de contato da interface chapa-punção

r_C = raio de contato da interface chapa-punção

p = pressão normal na interface chapa-punção

τ = tensão de atrito na interface chapa-punção

A partir da representação geométrica estabelecida, tem-se que:

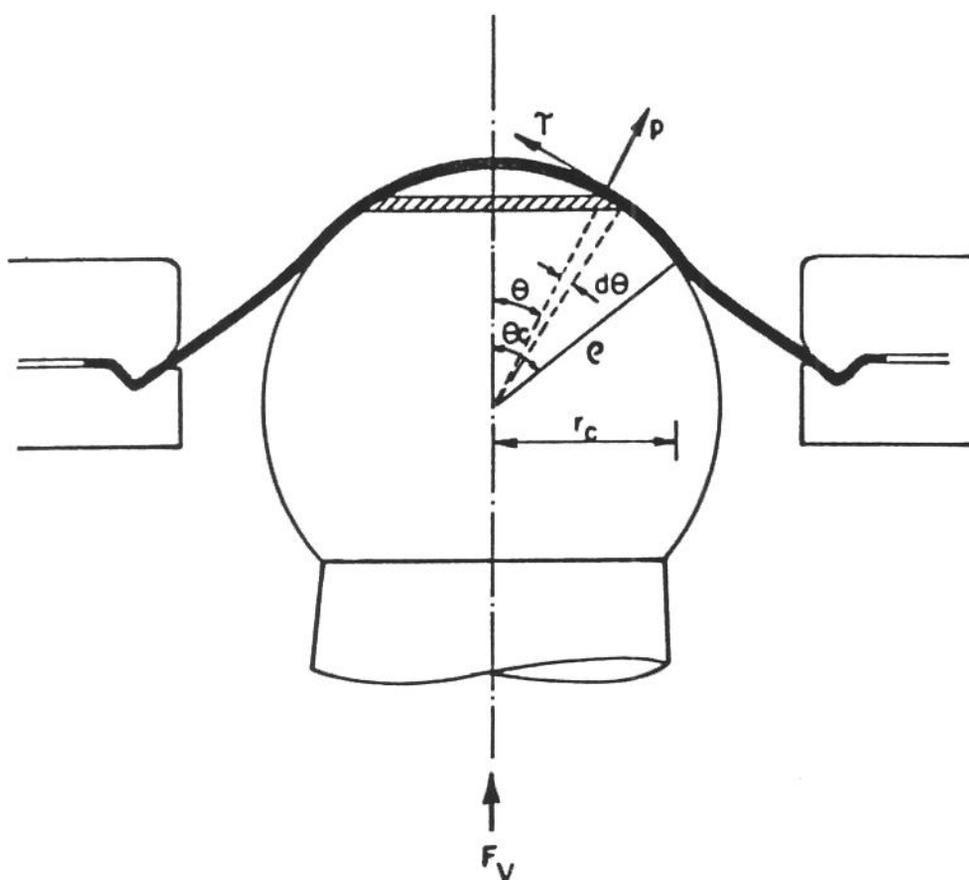


Figura 30 - Representação esquemática dos esforços de estiramento e das relações geométricas na interface chapa-punção.

área da superfície do elemento	$= 2. \pi. \rho^2. \text{sen}\theta. d\theta$
força normal na superfície do elemento	$= p(2. \pi. \rho^2. \text{sen}\theta. d\theta)$
componente da força normal na direção vertical	$= p(2. \pi. \rho^2. \text{sen}\theta. d\theta) \cos \theta$
força de atrito na superfície do elemento	$= \tau(2. \pi. \rho^2. \text{sen}\theta. d\theta)$
componente da força de atrito na direção vertical	$= \tau(2. \pi. \rho^2. \text{sen}\theta. d\theta) \text{sen}\theta$

Logo, a componente vertical " dF_v " das forças que agem na superfície do elemento é dada pela soma das componentes das forças normal e de atrito nessa direção, ou seja:

$$dF_v = (p. \cos \theta + \tau. \text{sen}\theta) 2. \pi. \rho^2. \text{sen}\theta. d\theta \quad (29)$$

A integral de " dF_v " sobre a área total de contato chapa-punção, onde $\theta = \theta_c$, resulta na componente vertical das forças que agem na chapa " F_v " que é igual à carga no punção, ou seja:

$$F_v = 2. \pi. \rho^2 \left[p \int_{\theta=0}^{\theta=\theta_c} (\text{sen}\theta. \cos \theta) d\theta + \tau \int_{\theta=0}^{\theta=\theta_c} (\text{sen}^2\theta) d\theta \right] \quad (30)$$

$$F_v = 2. \pi. \rho^2 \left[p \frac{\text{sen}^2\theta}{2} + \tau \frac{(\theta_c - \text{sen}\theta_c. \cos \theta_c)}{2} \right] \quad (31)$$

$$F_v = p(\pi \cdot \rho^2 \cdot \text{sen}^2 \theta_c) + \tau(\pi \cdot \rho^2 \cdot \theta_c - \pi \cdot \rho^2 \cdot \text{sen} \theta_c \cdot \cos \theta_c) \quad (32)$$

O equacionamento dos esforços de estiramento segundo a direção horizontal, será efetuado considerando-se o equilíbrio na metade do punção, conforme representação esquemática apresentada na Figura 31a-b; tendo-se assim:

área da superfície do elemento	$= \rho^2 \cdot \text{sen} \theta \cdot d\theta \cdot d\alpha$
força normal na superfície do elemento	$= p(\rho^2 \cdot \text{sen} \theta \cdot d\theta \cdot d\alpha)$
componente da força normal na direção horizontal	$= p(\rho^2 \cdot \text{sen} \theta \cdot d\theta \cdot d\alpha) \text{sen} \theta \cdot \cos \alpha$
força de atrito na superfície do elemento	$= \tau(\rho^2 \cdot \text{sen} \theta \cdot d\theta \cdot d\alpha)$
componente da força de atrito na direção horizontal	$= \tau(\rho^2 \cdot \text{sen} \theta \cdot d\theta \cdot d\alpha) \text{sen} \theta \cdot \cos \alpha$

A componente horizontal " dF_h " das forças que agem na superfície do elemento é dada pela diferença entre as componentes das forças normal e de atrito nesta direção, isto é:

$$dF_h = (p \cdot \text{sen} \theta \cdot \cos \alpha - \tau \cdot \cos \theta \cdot \text{sen} \alpha) \rho^2 \cdot \text{sen} \theta \cdot d\theta \cdot d\alpha \quad (33)$$

Integrando-se a equação (27), de $\alpha = -\pi/2$ a $\pi/2$ e de $\theta = 0$ a $\theta = \theta_c$, resulta a componente horizontal das forças " F_h ", na metade do punção, ou seja:

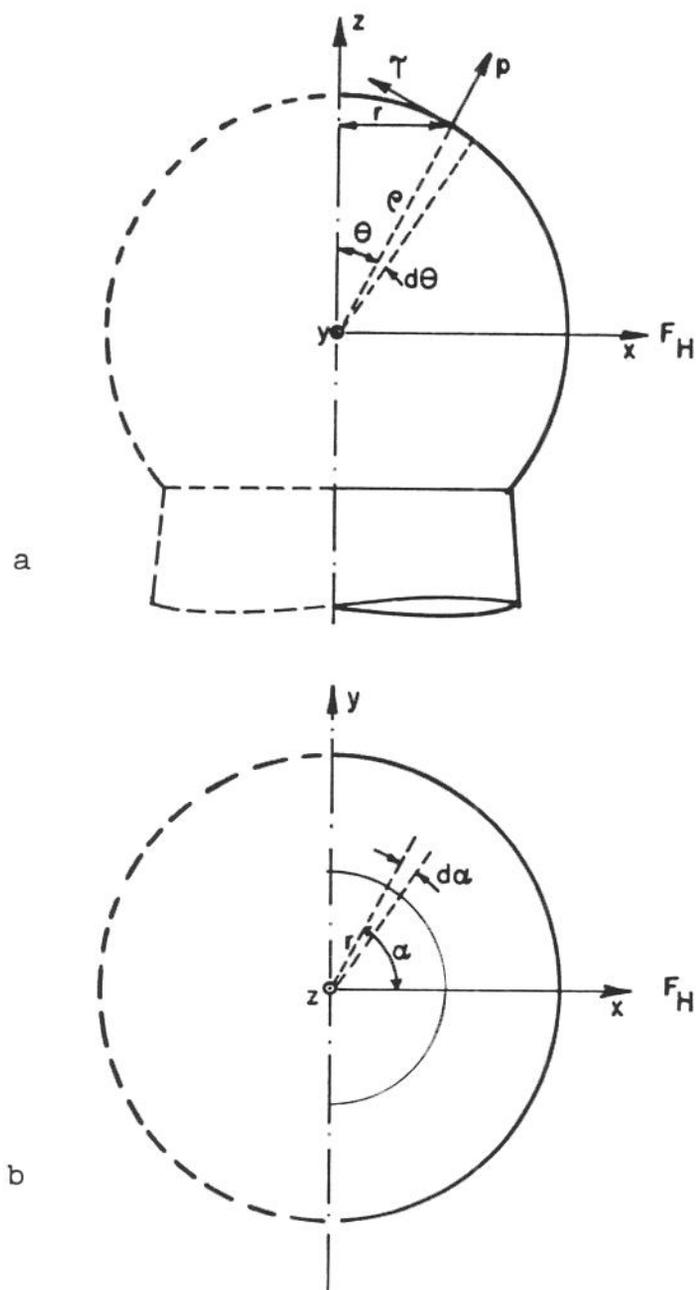


Figura 31 - Representação esquemática dos esforços de estiramento e das relações geométricas na interface chapa-punção: a) vista frontal; b) vista superior.

$$E_h = \rho^2 \left[p \left(\int_{\alpha=-\pi/2}^{\alpha=\pi/2} \cos \alpha \cdot d\alpha \int_{\theta=0}^{\theta=\theta_c} \text{sen}^2 \theta \cdot d\theta \right) - \tau \left(\int_{\alpha=-\pi/2}^{\alpha=\pi/2} \cos \alpha \cdot d\alpha \int_{\theta=0}^{\theta=\theta_c} \text{sen} \theta \cdot \cos \theta \cdot d\theta \right) \right] \quad (34)$$

$$E_h = \rho^2 \left[p \left(2 \frac{(\theta_c - \text{sen} \theta_c \cdot \cos \theta_c)}{2} \right) - \tau \left(2 \frac{\text{sen}^2 \theta_c}{2} \right) \right] \quad (35)$$

$$E_h = p(\rho^2 \cdot \theta_c - \rho^2 \cdot \text{sen} \theta_c \cdot \cos \theta_c) - \tau(\rho^2 \cdot \text{sen}^2 \theta_c) \quad (36)$$

5.4 Desenvolvimento Experimental

Tendo-se por objetivo o levantamento de dados experimentais para a determinação das variáveis equacionadas nas expressões (32) e (36), e a obtenção dos parâmetros de estampabilidade, procedeu-se a realização dos ensaios de estiramento, utilizando-se corpos de prova de chapa de aço com revestimentos de estanho, com diferentes espessuras das camadas de revestimento. A chapa de aço utilizada para a preparação dos corpos de prova, ou seja, o metal base, sobre o qual foi depositado o material de revestimento, foi fornecida pela Companhia Siderúrgica Paulista - COSIPA, na forma de tiras (com 215 mm de largura por 1200 mm de comprimento) provenientes de chapa de aço acalmado com alumínio, laminada a frio, com 0,85 mm de espessura.

A qualificação das características técnicas do material dessa chapa, tais como a estrutura, a composição química e as propriedades mecânicas, são apresentadas, respectivamente na Figura 32 e na Tabela 3.

A partir das tiras de aço, foram então cortados discos com diâmetro de 80 mm, destinados à aplicação do revestimento de estanho. Como processo de revestimento foi utilizado o de eletrodeposição; sendo aplicadas as seguintes espessuras nominais: 5, 10, 15, 20, 25, 30, 40, 50 e 60 μm .

A aplicação dos revestimentos através do processo de eletrodeposição, foi devida as razões apresentadas no item 2.2, ou seja: nesse processo o aquecimento da chapa (metal base) não ocorre a nível de conduzir modificações na estrutura do material, o que poderia alterar a estampabilidade; a composição e a estrutura da camada de revestimento eletrodepositado é praticamente isenta de compostos intermetálicos frágeis, entre o metal base e o revestimento de metal puro, e a obtenção de camadas de revestimentos com relativa regularidade de espessura. Quanto a adoção das espessuras das camadas acima mencionadas, essas abrangem as faixas comercialmente eletrodepositadas de estanho (4 a 25 μm) [6] e incluem também as faixas utilizadas nos estudos sobre lubrificação sólida, apresentados na literatura.

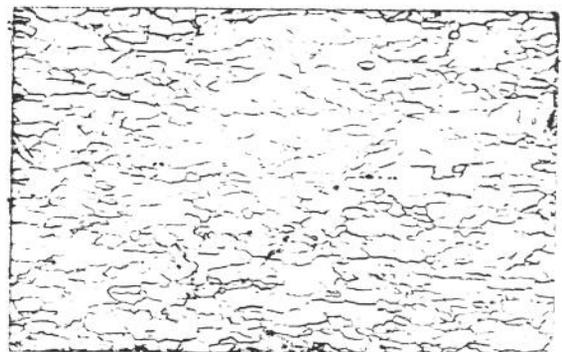
Propriedades Mecânicas					Composição química (% em peso x100)					
Limite de escoamento [MPa]	Limite de resistência [MPa]	Alongamento [%]	Dureza HRB	Índice Erichsen [mm]	C	Mn	P	S	Si	Al
200	316	43	48	11,2	4	33	18	19	7	23

Especificações: Norma técnica NBR 5915-E

Tabela 3 - Especificações das propriedades mecânicas e da composição química da chapa de aço acalmado com alumínio, laminado a frio (chapa de aço sem revestimento).



a



b

Figura 32 - Micrografias do material da chapa de aço acalmado com alumínio, laminado a frio (chapa de aço sem revestimento): (a) sem ataque, mostrando inclusões de alumina (b) com ataque de Nital 3%, mostrando estrutura ferrítica na superfície e no núcleo (100 X)

A eletrodeposição do estanho sobre o metal base, foi realizada por processo industrial (em uma empresa especializada) e o ciclo de operações envolveu, basicamente, as seguintes etapas: decapagem; desengorduramento eletrolítico; lavagem a frio; ativação; lavagem a frio; eletrodeposição; lavagem a frio; lavagem a quente; e secagem. Além da medição das espessuras das camadas eletrodepositadas, através de um medidor de camadas, parte dos corpos de prova foram submetidos à microanálise qualitativa, por microscopia eletrônica com sistema de análise de espectroscopia por energia dispersiva (EDS), e a microscopia óptica para averiguação das espessuras das camadas.

Os ensaios foram realizados em uma máquina KOELL & KORTHAUSS - modelo BP 612 [7]; a ferramenta utilizada constituía-se de matriz, punção e prensa-chapa, com a configuração geométrica e dimensional apresentada nas Figuras 33 e 34. Essa ferramenta é, basicamente, a mesma especificada para o ensaio Erichsen (vide Figura 14, p. 66), diferenciando-se apenas quanto as modificações introduzidas nas superfícies de contato da matriz e do anel de fixação, com a usinagem de um ressalto circular (na superfície da matriz) e de uma canaleta de assento (na superfície do anel), obtendo-se assim o prensa-chapa. Com essas modificações foi possível garantir a fixação efetiva dos corpos de prova durante os ensaios, evitando-se assim o

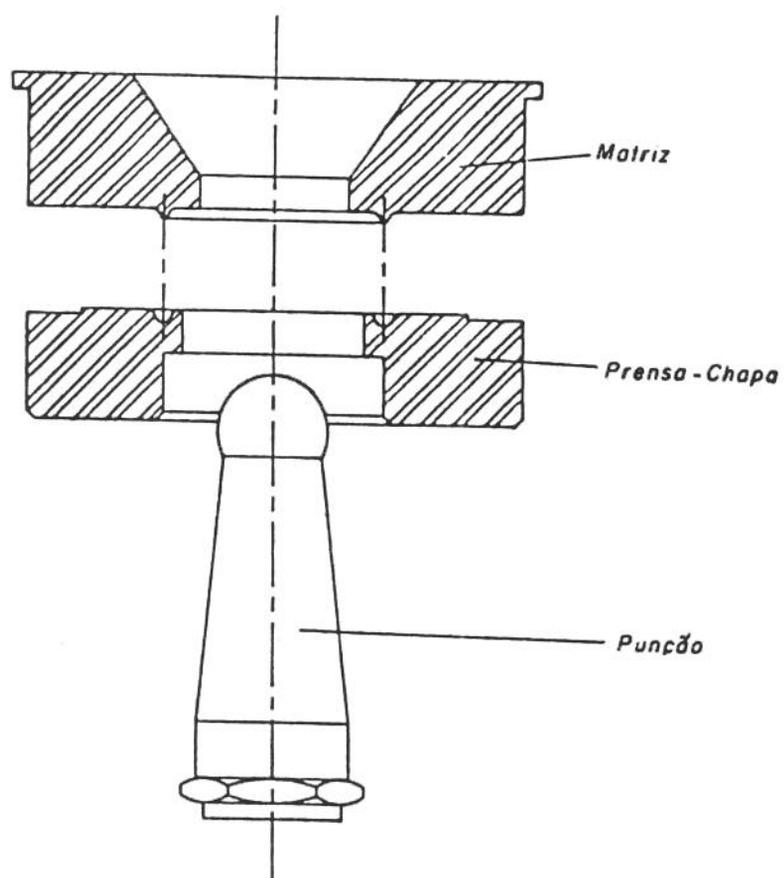


Figura 33 - Vista de conjunto da ferramenta utilizada nos ensaios de estiramento.

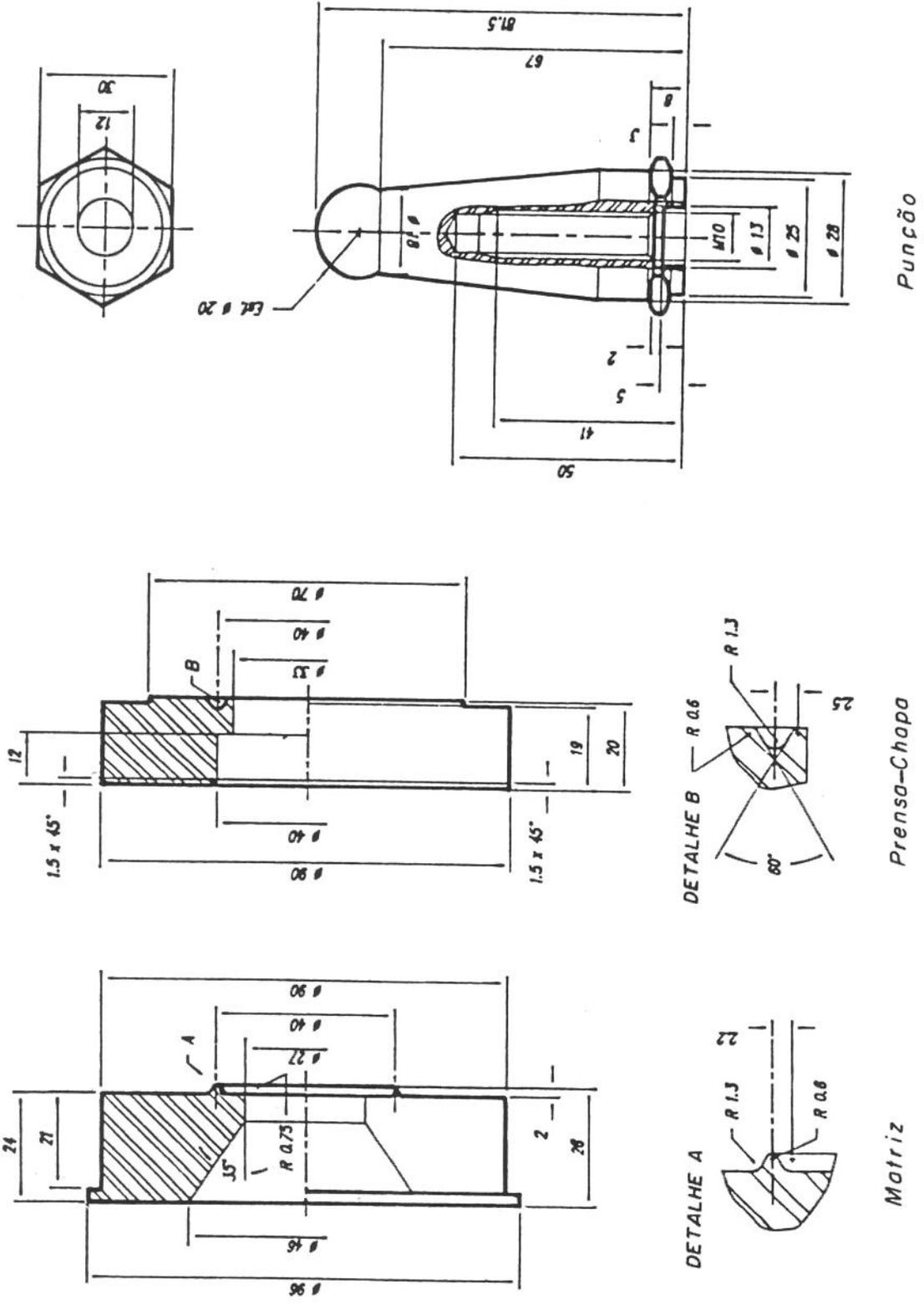


Figura 34 - Desenhos dos componentes da ferramenta utilizada nos ensaios de estiramento.

possível escoamento das bordas para o interior da matriz.

Antes da realização dos ensaios, procedeu-se a calibração dos seguintes instrumentos instalados na máquina: manômetro, e medidor de deslocamento do punção; procedeu-se ainda a aferição da velocidade de deslocamento do punção, mantida constante através de regulagem de válvula apropriada. O manômetro foi calibrado em relação a um manômetro padrão com precisão de $0,02 \text{ kgf/cm}^2$ ($0,00196 \text{ Pa}$); o erro médio observado foi de 1,5%. Para a aquisição dos dados referentes a força de estiramento e o deslocamento do punção, através de um sistema de aquisição de sinais computadorizado, procedeu também a calibração de um transdutor de pressão, componente desse sistema; os dados oriundos dessa calibração apresentaram uma relação linear de $3,209 \text{ kgf/mV}$ ($31,467 \text{ N/mV}$). De um modo geral, esses instrumentos foram calibrados conforme os procedimentos básicos apresentados na referência [8].

O sistema de aquisição de sinais acima mencionando, constituia-se de: transdutor de pressão; fonte de alimentação de tensão; amplificador de sinais; osciloscópio; ploter; e microcomputador.

Finalizando-se essa fase preparatória, procedeu-se a execução de ensaios preliminares, para ajuste e comprovação do pleno funcionamento da máquina de ensaio e do sistema de aquisição de sinais, como um todo. O conjunto da bancada de ensaios esta apresentado na Figura 35.

De um modo geral, os ensaios de estiramento foram realizados em duas etapas, ou seja:

- 1º Ensaio para a determinação do diâmetro de contato chapa-punção, em função do deslocamento do punção.
- 2º Ensaio para a determinação da força de estiramento, em função do deslocamento do punção.

Os ensaios realizados na primeira etapa, seguiram os procedimentos abaixo relacionados:

- 1º Regulagem da velocidade de deslocamento do punção em 8 mm/minuto, mantida constante durante os ensaios.
- 2º Limpeza da ferramenta e das superfícies do corpo de prova, com tricloroetileno.
- 3º Fixação do corpo de prova, pelo prensa-chapa, mantendo-se aplicada uma força de 117,7 kN.

- 4º Acionamento do deslocamento do punção; com o avanço do punção o corpo de prova passou a ser deformado continuamente até ser atingida a força de 0,60 kN, estágio no qual o ensaio era interrompido.

- 5º Retirada do corpo de prova da máquina, para medição do valor do diâmetro de contato chapa-punção, demarcado no corpo de prova, e registro do valor correspondente ao deslocamento do punção.

- 6º Substituição do corpo de prova, por outro, seguindo-se os procedimentos mencionados, a partir do 2º item, e assim sucessivamente, com incrementos múltiplos do limite de força inicial (0,60 kN), até que viesse a ocorrer a estricção no corpo de prova.

Na segunda etapa de ensaios, os procedimentos foram os seguintes:

- 1º Regulagem da velocidade de deslocamento do punção em 8 mm/minuto, mantida constante durante os ensaios.

- 2º Limpeza da ferramenta e das superfícies do corpo de prova, com tricloroetileno.

3º Fixação do corpo de prova pelo prensa-chapa, mantendo-se aplicada uma força de 117,7 kN.

4º Acionamento do deslocamento do punção; com o avanço do punção o corpo de prova passou a ser deformado continuamente, até que viesse a ocorrer a estricção, estágio no qual o punção retrocedia automaticamente, devido a queda repentina da pressão hidráulica no sistema de acionamento do punção. Simultaneamente à conformação do corpo de prova, procedia-se o registro da força de estiramento, em função do tempo de duração do ensaio, através do sistema de aquisição de dados anteriormente mencionado. O deslocamento máximo do punção, que ocorria com a estricção do corpo de prova, foi calculado em função do registro do tempo e da velocidade do ensaio.

5º Substituição do corpo de prova, por outro seguindo-se os procedimentos mencionados, a partir do 2º item.

Para cada espessura de revestimento foram ensaiados 5 corpos de prova (na 1ª etapa de ensaios) e 3 corpos de prova (na 2ª etapa de ensaios), perfazendo o total de 72; os ensaios foram realizados na condição de interface "a seco",

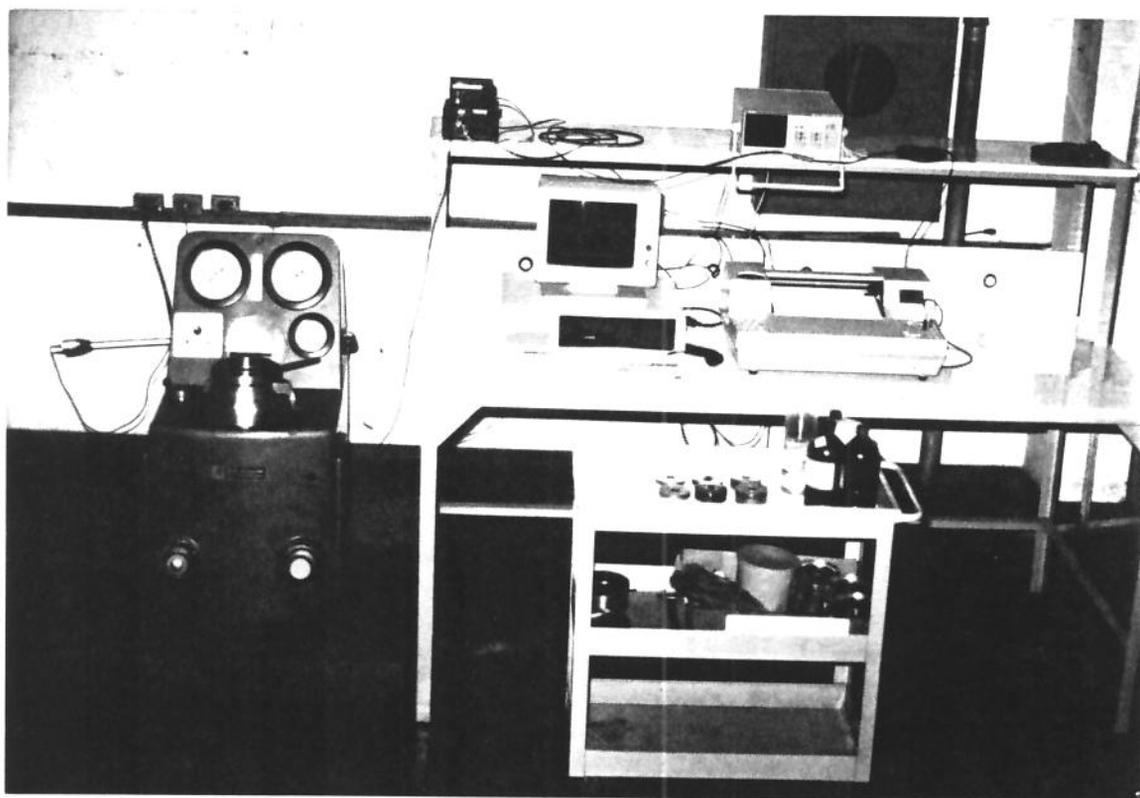


Figura 35 - Vista de conjunto da bancada de ensaios, onde se observa: a máquina de ensaio; os componentes do sistema de aquisição de dados; e parte dos corpos de prova, com o material complementar utilizado.

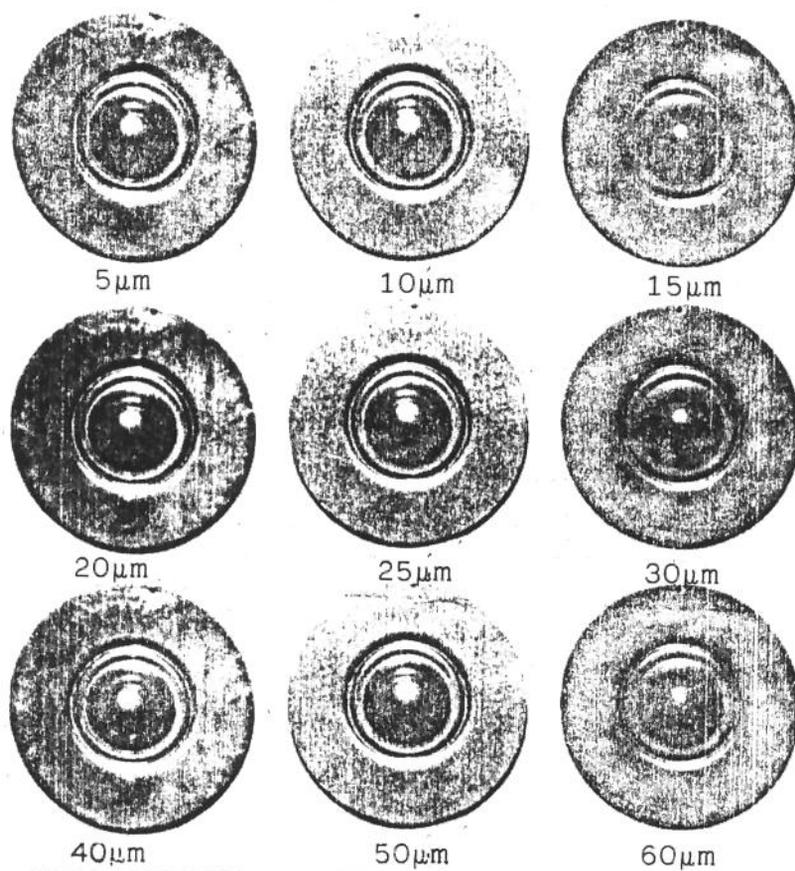


Figura 36 - Corpos de prova com revestimento de estanho de diferentes espessuras, provenientes dos ensaios de estiramento.

ou seja, sem a interposição de lubrificante na interface chapa-punção. A título de registro, parte dos corpos de prova ensaiados estão apresentados na Figura 36.

5.5 Cálculo da Tensão de Atrito e do Coeficiente de Atrito

Os dados experimentais obtidos através dos procedimentos descritos no item precedente, foram tratados estatisticamente, tendo-se por objetivo a obtenção dos gráficos da força de estiramento vs. deslocamento do punção, do ângulo de contato vs. deslocamento do punção e da força de estiramento vs. ângulo de contato. Mais especificamente esses gráficos foram obtidos por ajuste de polinômios, de 4ª ordem, utilizando-se o método dos mínimos quadrados [9], implementado em um programa de computador denominado "STATGRAPHICS" [10]. Como exemplificação dos gráficos assim obtidos, apresenta-se os decorrentes de um dos corpos de prova revestido com estanho, com espessura de 5 μm , Figuras 37 a 39.

Tomando-se por base a hipótese de que a variação dos esforços de superfície é desprezível, a cada dois estágios próximos de conformação (estágios "n" e "n+1"), pode-se, então, obter-se a tensão de atrito em função da pressão normal; aplicando-se a equação (32) para ambos os estágios, têm-se que:

$$F_{V(n)} = p(\pi \cdot \rho^2 \cdot \text{sen}^2 \theta_{C(n)}) + \tau(\pi \cdot \rho^2 \cdot \theta_{C(n)} - \pi \cdot \rho^2 \cdot \text{sen} \theta_{C(n)} \cdot \cos \theta_{C(n)})$$

(37)

$$F_{V(n+1)} = p(\pi \cdot \rho^2 \cdot \text{sen}^2 \theta_{C(n+1)}) + \tau(\pi \cdot \rho^2 \cdot \theta_{C(n+1)} - \pi \cdot \rho^2 \cdot \text{sen} \theta_{C(n+1)} \cdot \cos \theta_{C(n+1)})$$

(38)

Levando-se em consideração que " $F_{V(n)}$ ", " $F_{V(n+1)}$ ", " $\theta_{C(n)}$ ", " $\theta_{C(n+1)}$ " são valores conhecidos, obtidos através dos ensaios de estiramento, tira-se o valor de " p " da equação (37), e o substitui na equação (38), calculando-se, então, o valor de " τ ", que por sua vez é substituído na equação (37) para o cálculo do valor de " p ". Os valores assim calculados, estão exemplificados pelo gráfico apresentado na Figura 40; enquanto que os gráficos da tensão de atrito e da pressão normal, em função do ângulo de contato, estão apresentados, respectivamente, nas Figuras 41 e 42.

Dividindo-se " τ " por " p ", determina-se o coeficiente de atrito, cujos gráficos característicos em função do ângulo de contato, da pressão normal e da tensão de atrito, estão exemplificados nas Figuras 43 a 45.

Substituindo-se, agora, os valores de " τ " e " p " na equação (36), determina-se, então, a componente horizontal da força de estiramento; a variação desta componente em função do ângulo de contato, da tensão de atrito e do coeficiente de atrito estão exemplificados, respectivamente, pelos gráficos apresentados nas Figuras 46 a 48. Através da análise desses gráficos, observa-se uma condição que é comum a todos os ensaios, ou seja, o ponto em que esta componente é nula; esta condição será então considerada como referência para a determinação do valor da tensão de atrito e do coeficiente de atrito, para todos os ensaios.

MATERIAL DE REVESTIMENTO : ESTANHO

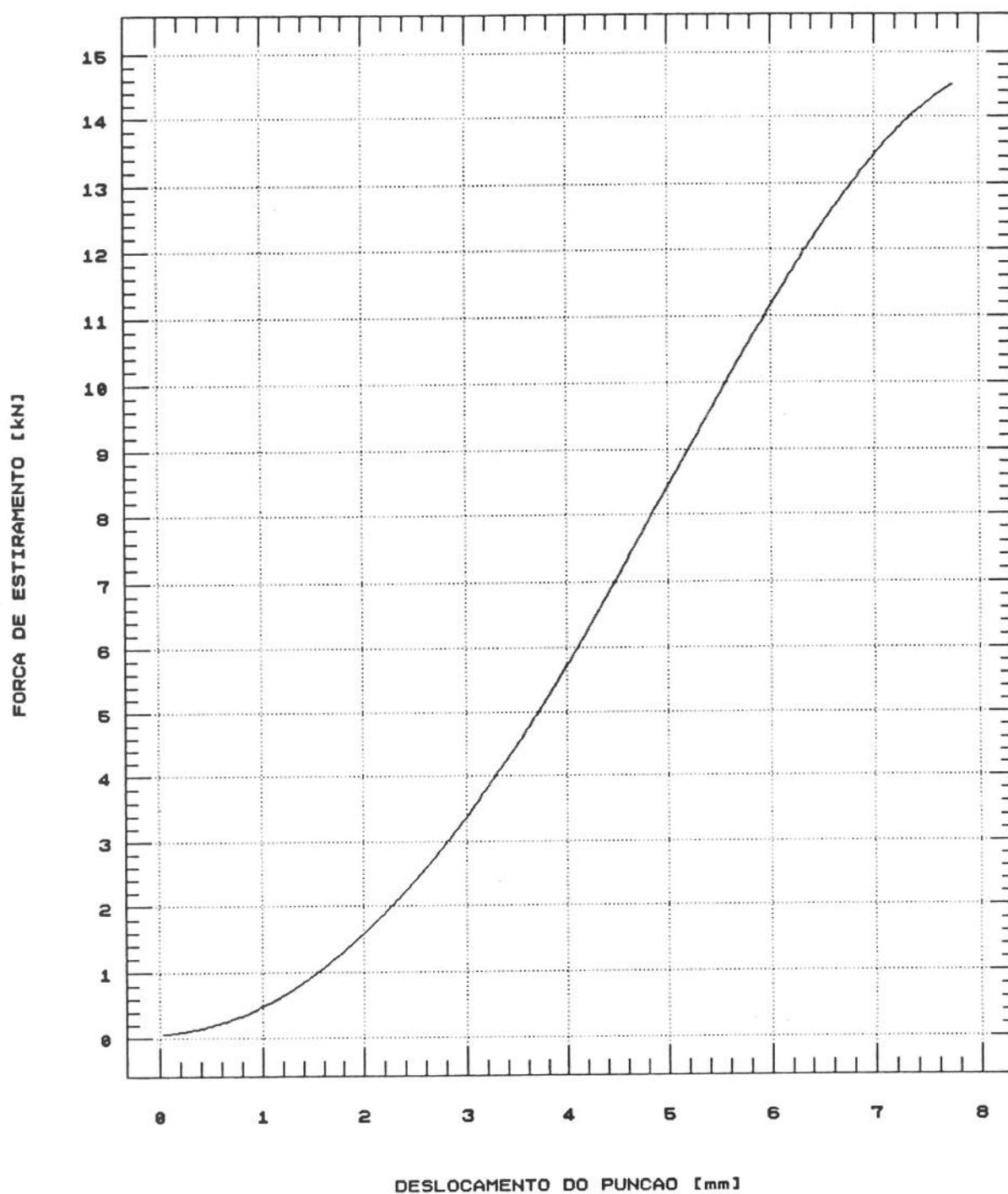
ESPESSURA DE REVESTIMENTO : 5 μm 

Figura 37 - Gráfico característico da força de estiramento vs. deslocamento do punção.

MATERIAL DE REVESTIMENTO : ESTANHO

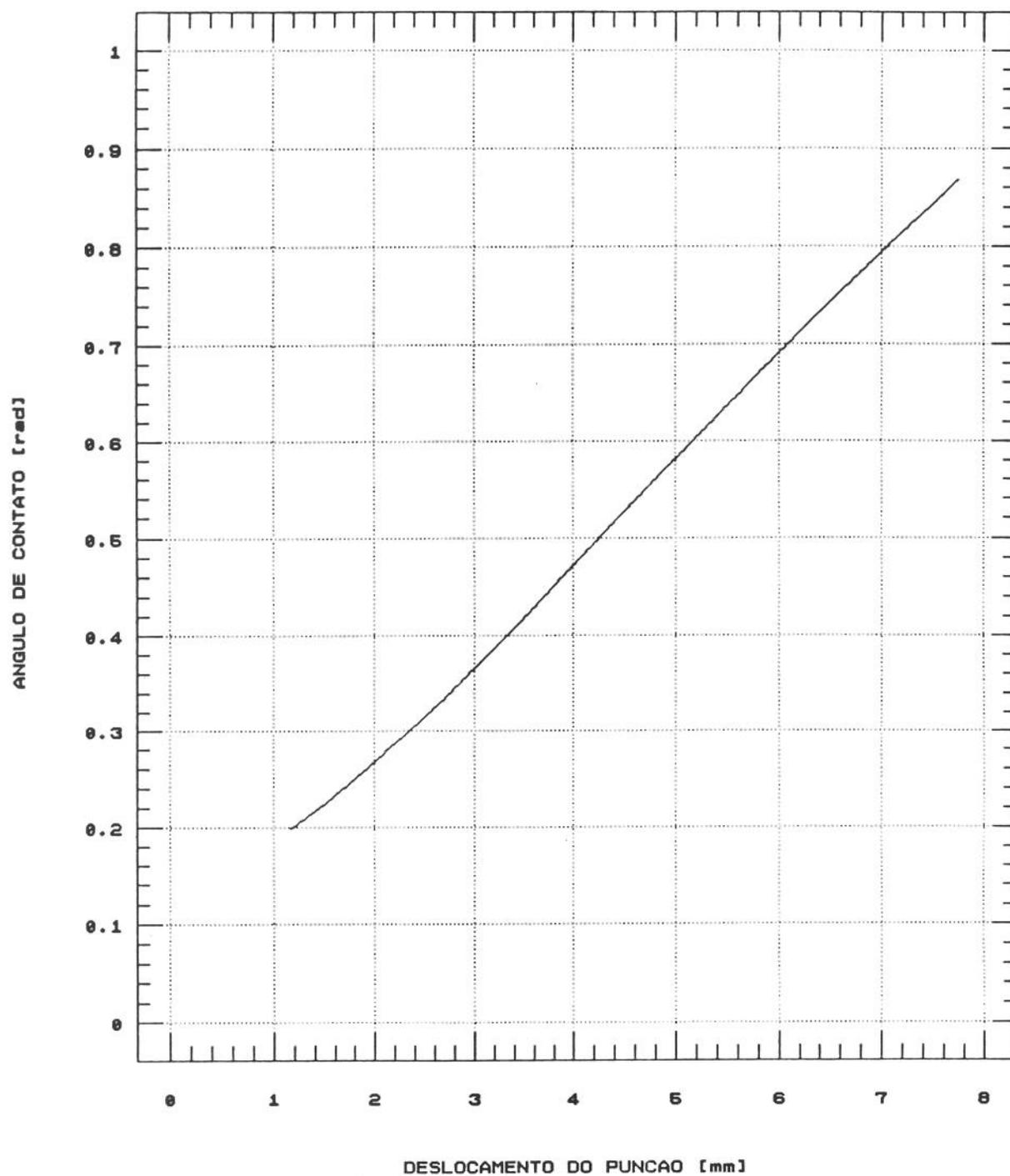
ESPESSURA DE REVESTIMENTO : 5 μm 

Figura 38 - Gráfico característico do ângulo de contato chapa-punção vs. deslocamento do punção.

MATERIAL DE REVESTIMENTO : ESTANHO

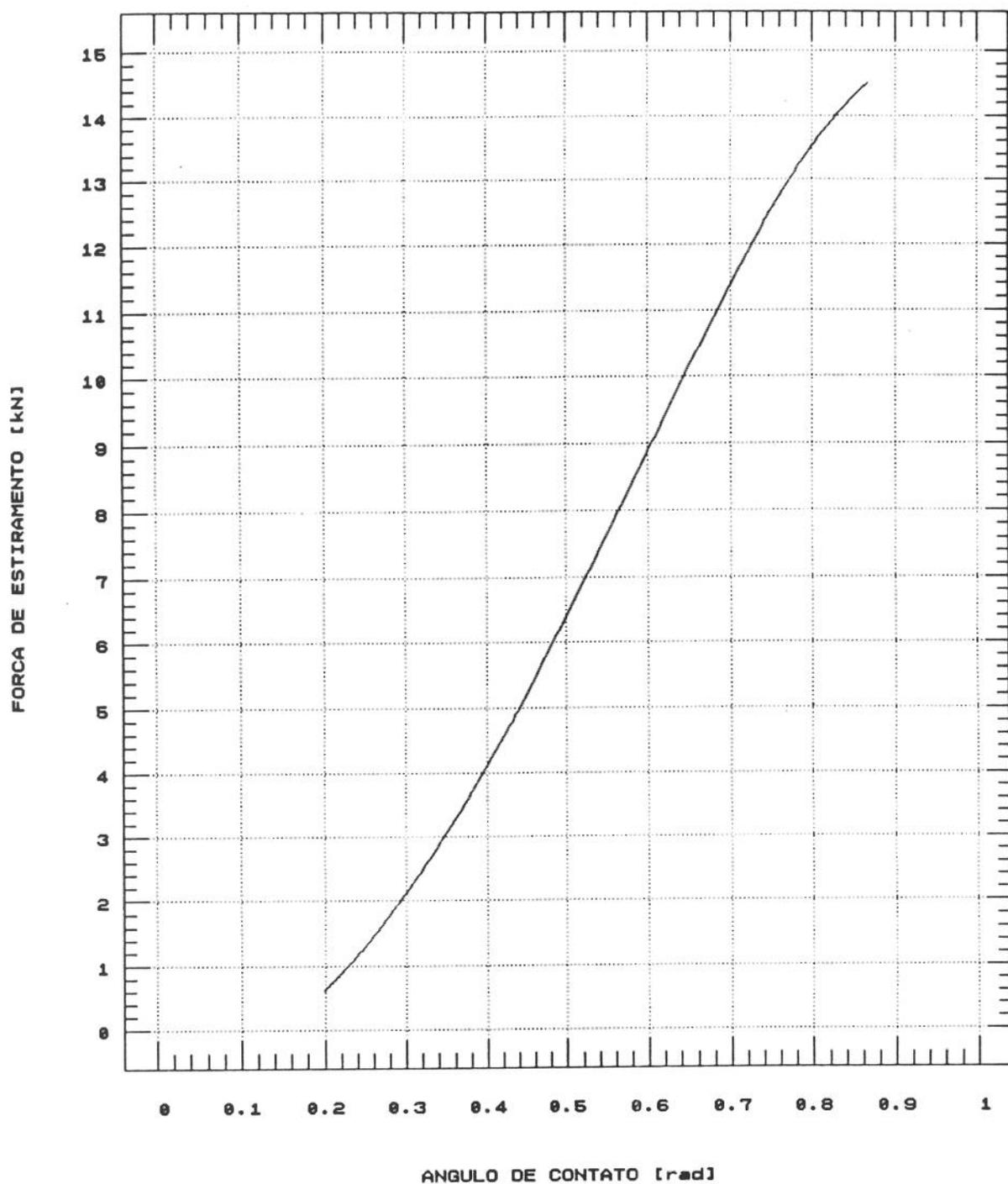
ESPESSURA DE REVESTIMENTO : 5 μm 

Figura 39 - Gráfico característico da força de estiramento vs. ângulo de contato chapa - punção.

MATERIAL DE REVESTIMENTO : ESTANHO

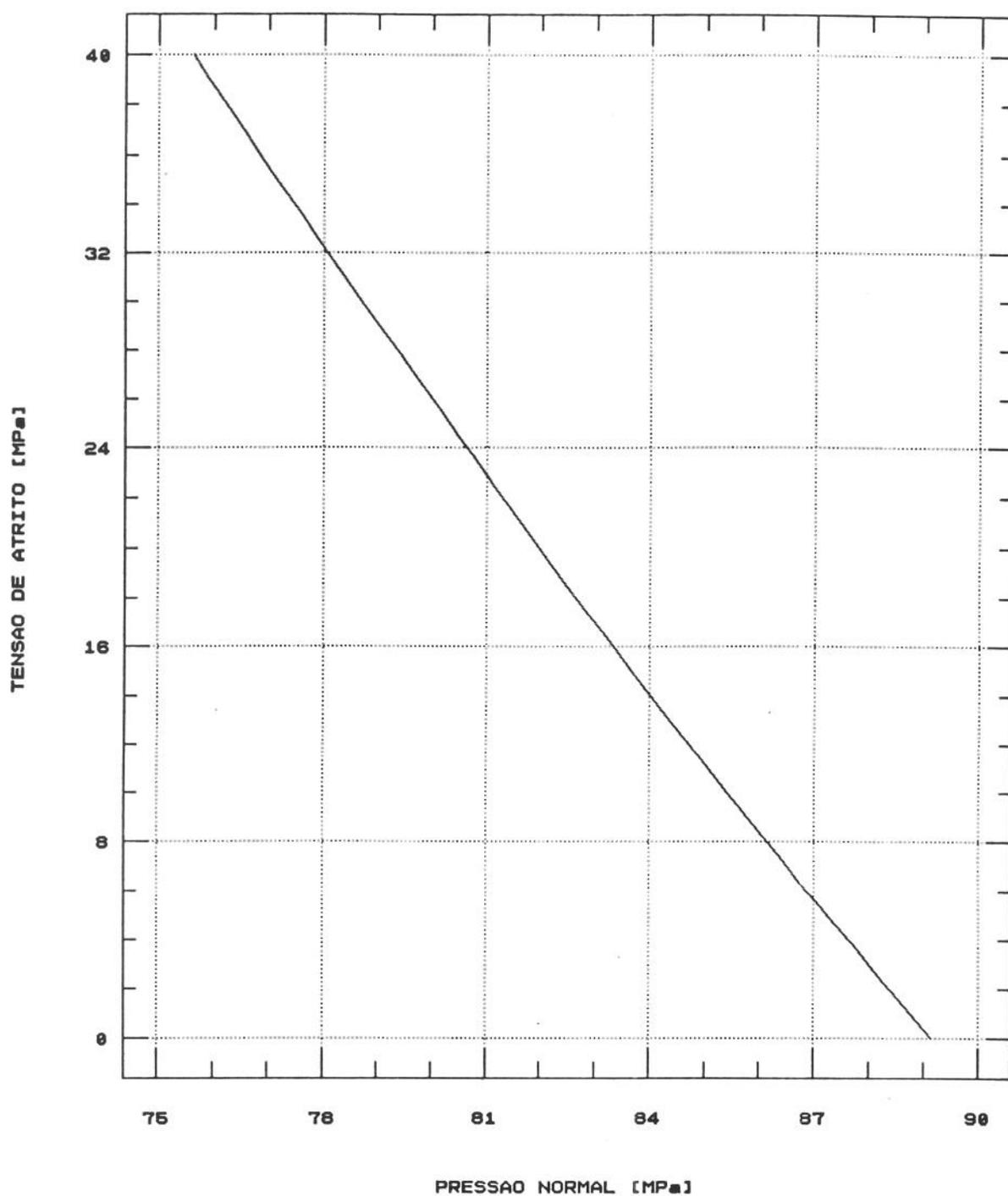
ESPESSURA DE REVESTIMENTO : 5 μm 

Figura 40 - Gráfico característico da tensão de atrito vs. pressão normal, na interface chapa - punção.

MATERIAL DE REVESTIMENTO : ESTANHO

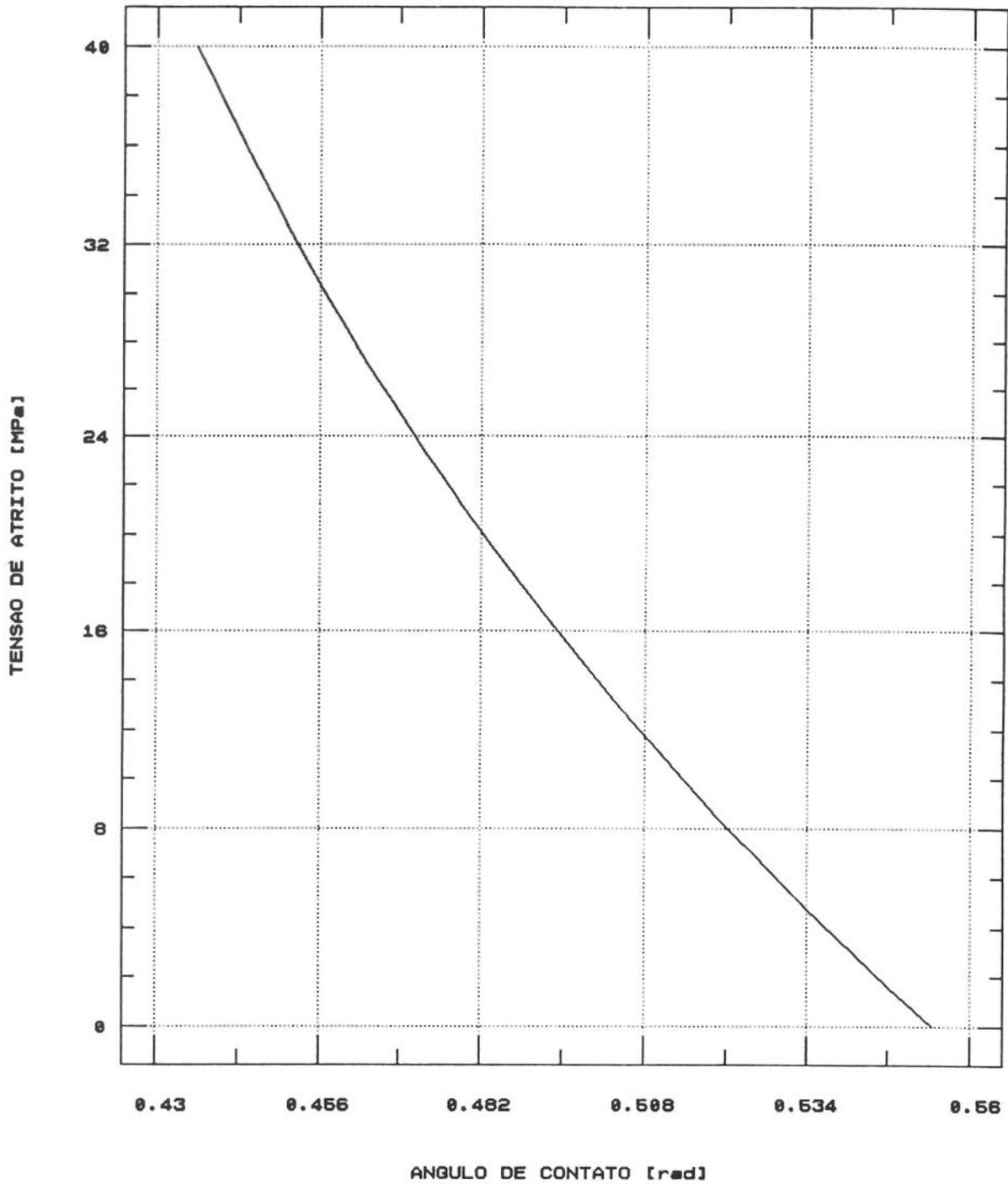
ESPESSURA DE REVESTIMENTO : 5 μm 

Figura 41 - Gráfico característico da tensão de atrito vs. ângulo de contato, na interface chapa - punção.

MATERIAL DE REVESTIMENTO : ESTANHO

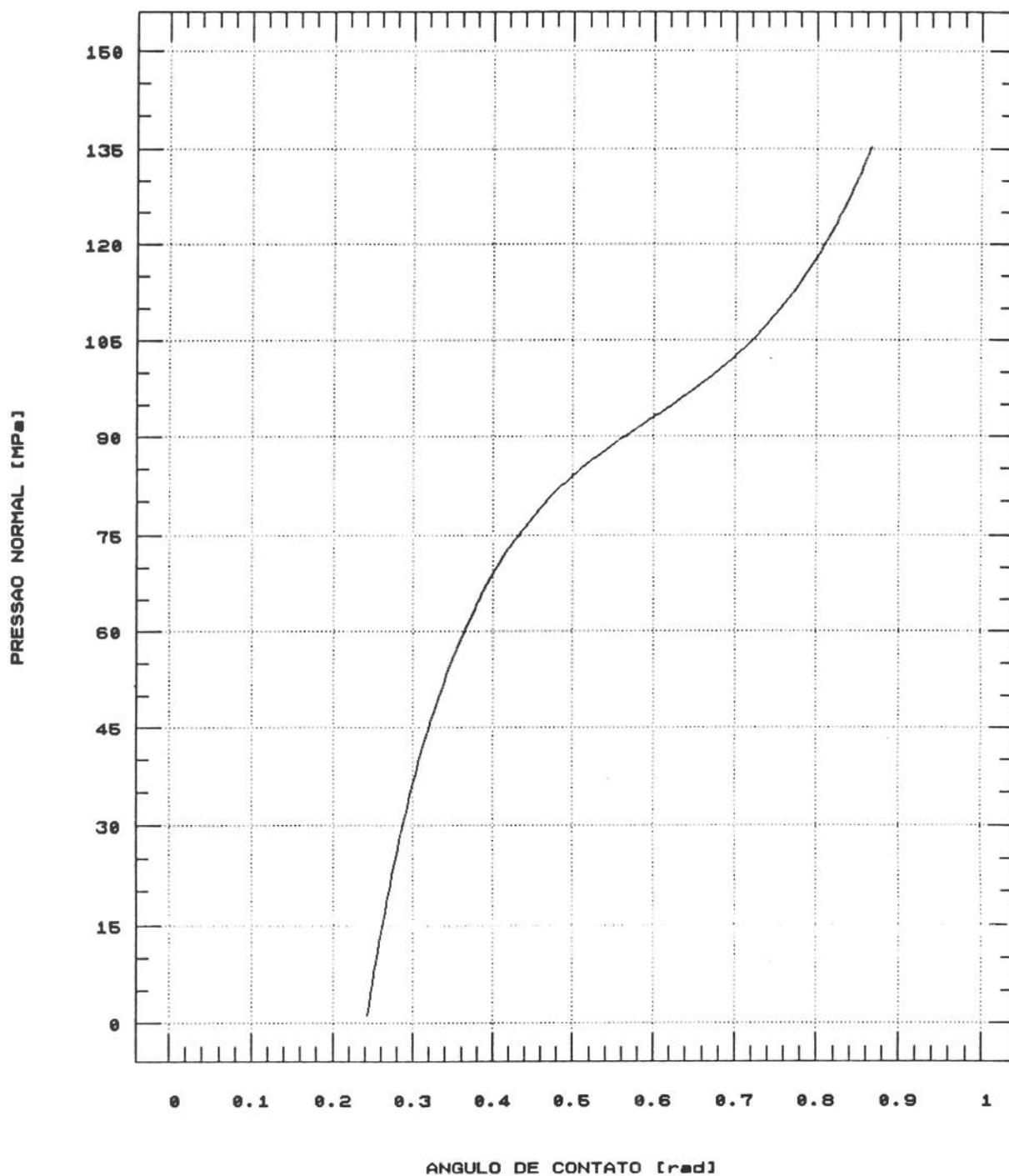
ESPESSURA DE REVESTIMENTO : 5 μm 

Figura 42 - Gráfico característico da pressão normal vs. ângulo de contato, na interface chapa - punção.

MATERIAL DE REVESTIMENTO : ESTANHO

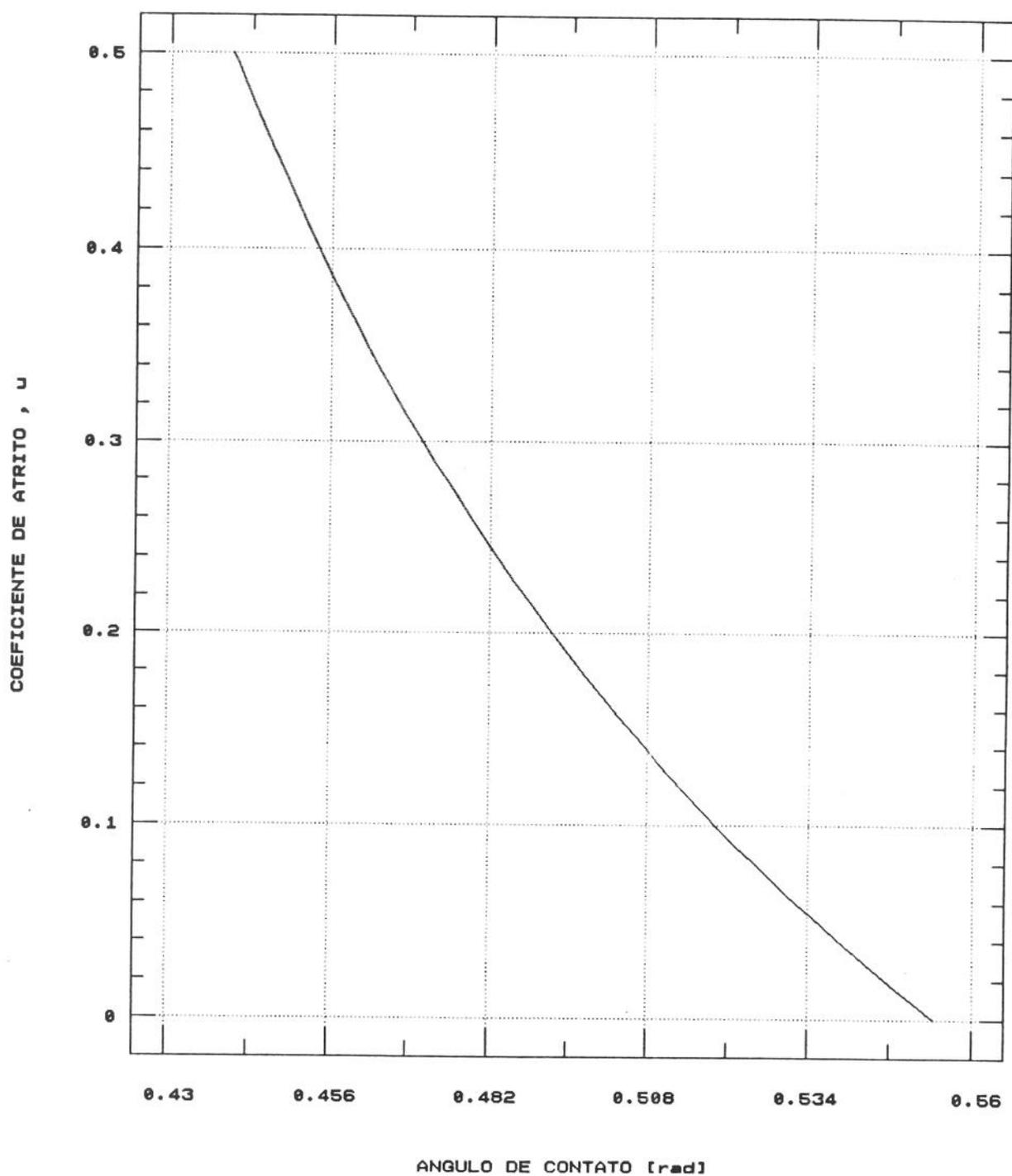
ESPESSURA DE REVESTIMENTO : 5 μm 

Figura 43 - Gráfico característico do coeficiente de atrito vs. ângulo de contato, na interface chapa-punção.

MATERIAL DE REVESTIMENTO : ESTANHO

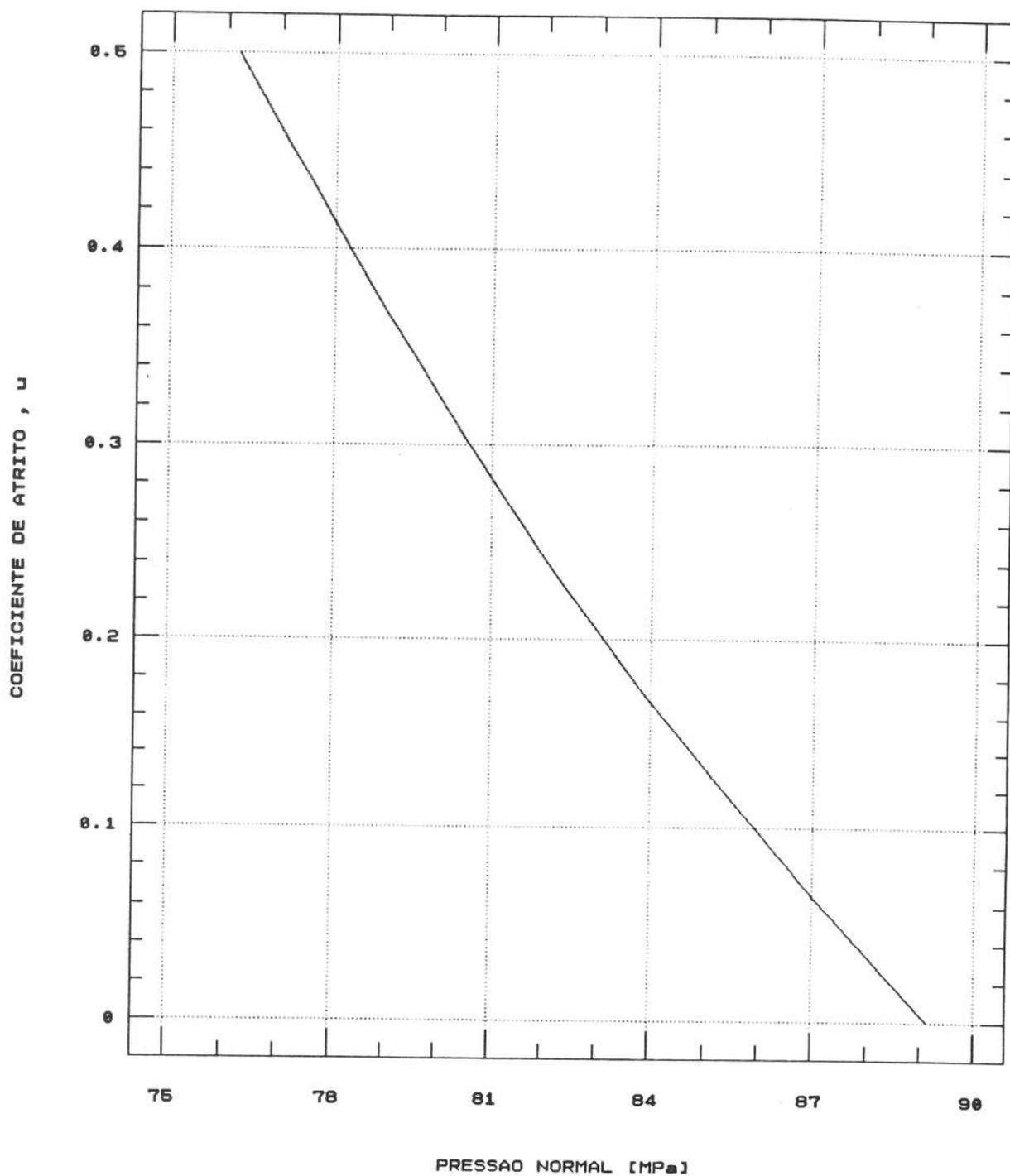
ESPESSURA DE REVESTIMENTO : 5 μm 

Figura 44 - Gráfico característico do coeficiente de atrito vs. pressão normal, na interface chapa-punção.

MATERIAL DE REVESTIMENTO : ESTANHO

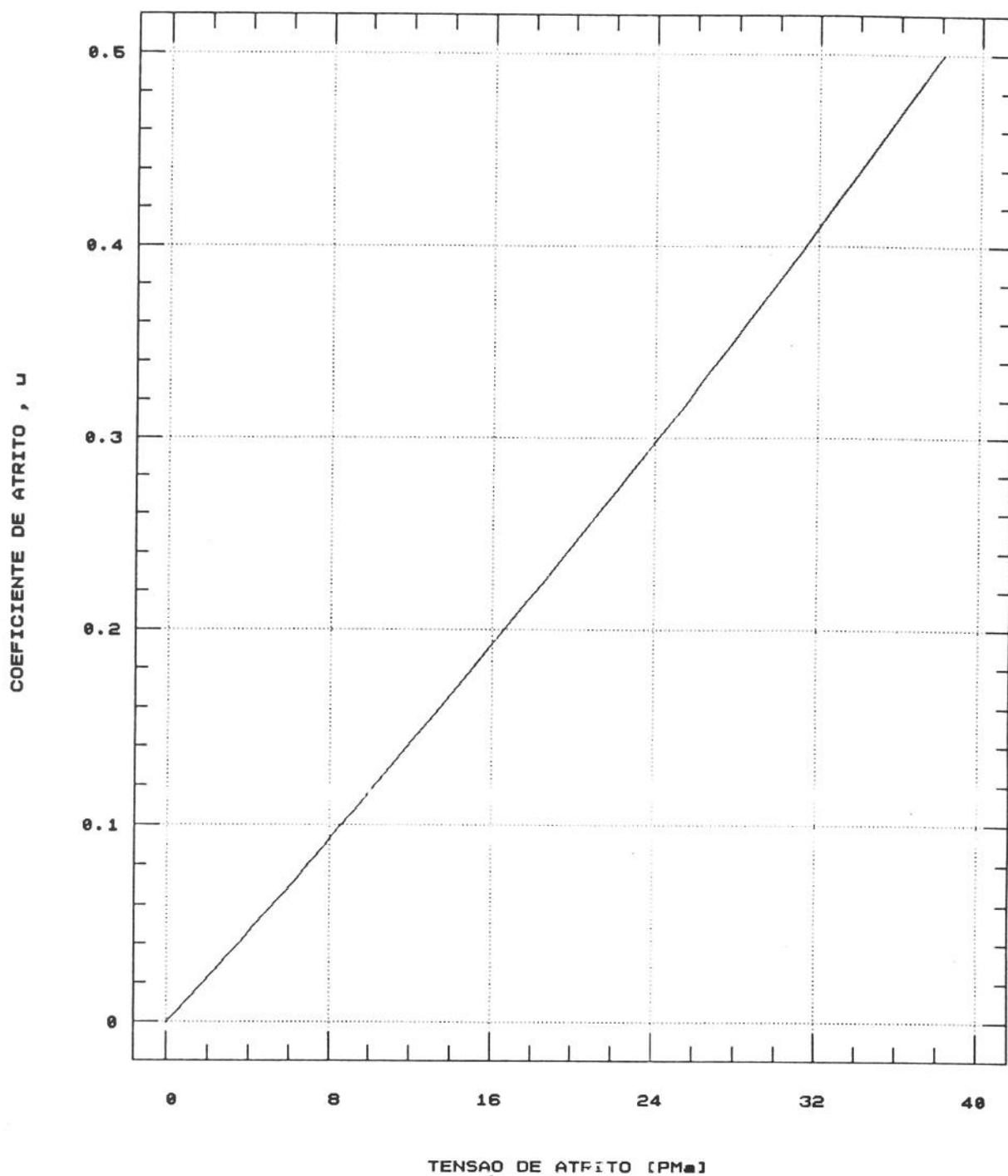
ESPESSURA DE REVESTIMENTO : 5 μm 

Figura 45 - Gráfico característico da coeficiente de atrito vs. tensão de atrito, na interface chapa-punção.

MATERIAL DE REVESTIMENTO : ESTANHO

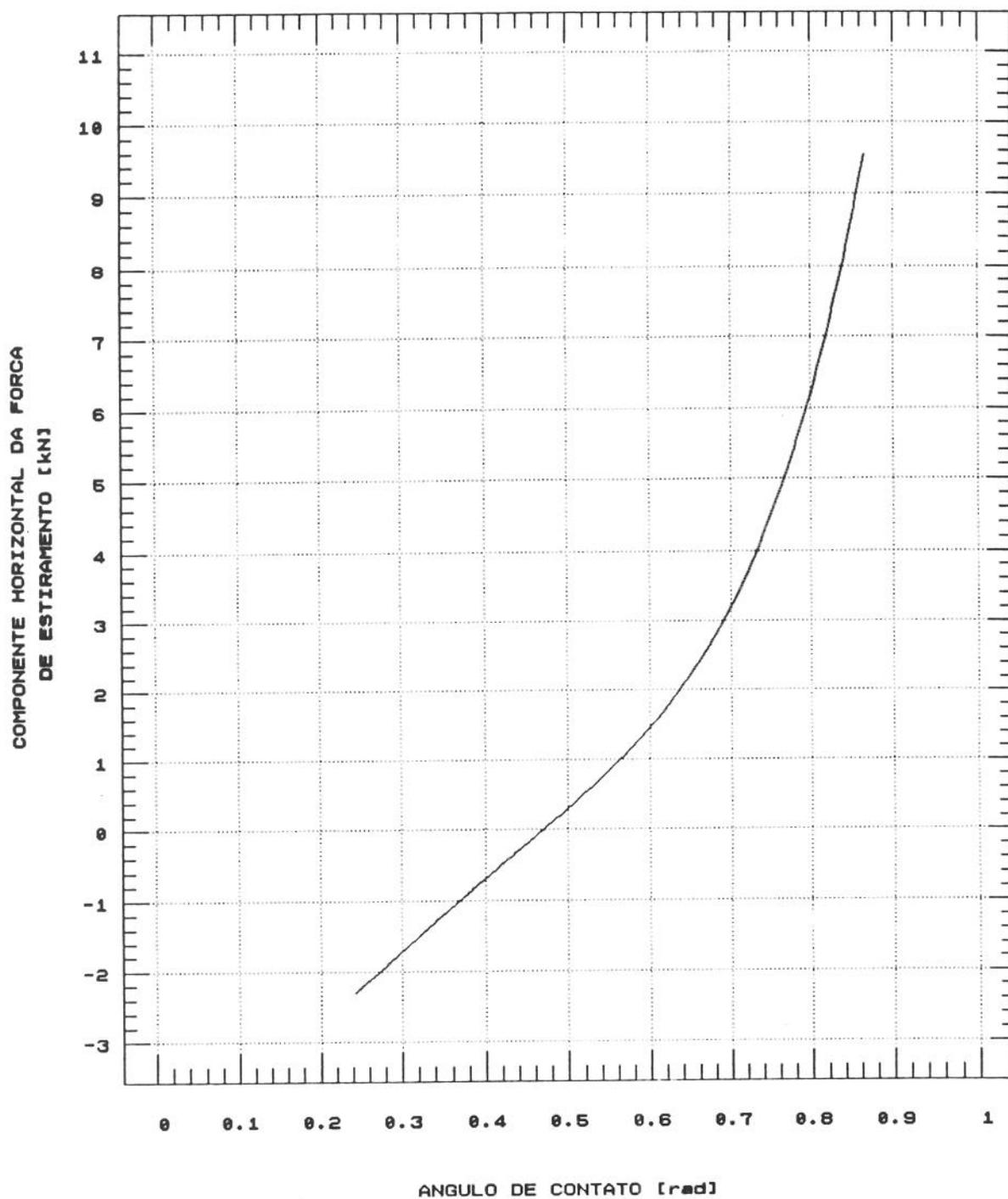
ESPESSURA DE REVESTIMENTO : 5 μm 

Figura 46 - Gráfico característico da componente horizontal da força de estiramento vs. ângulo de contato, na interface chapa-punção.

MATERIAL DE REVESTIMENTO : ESTANHO

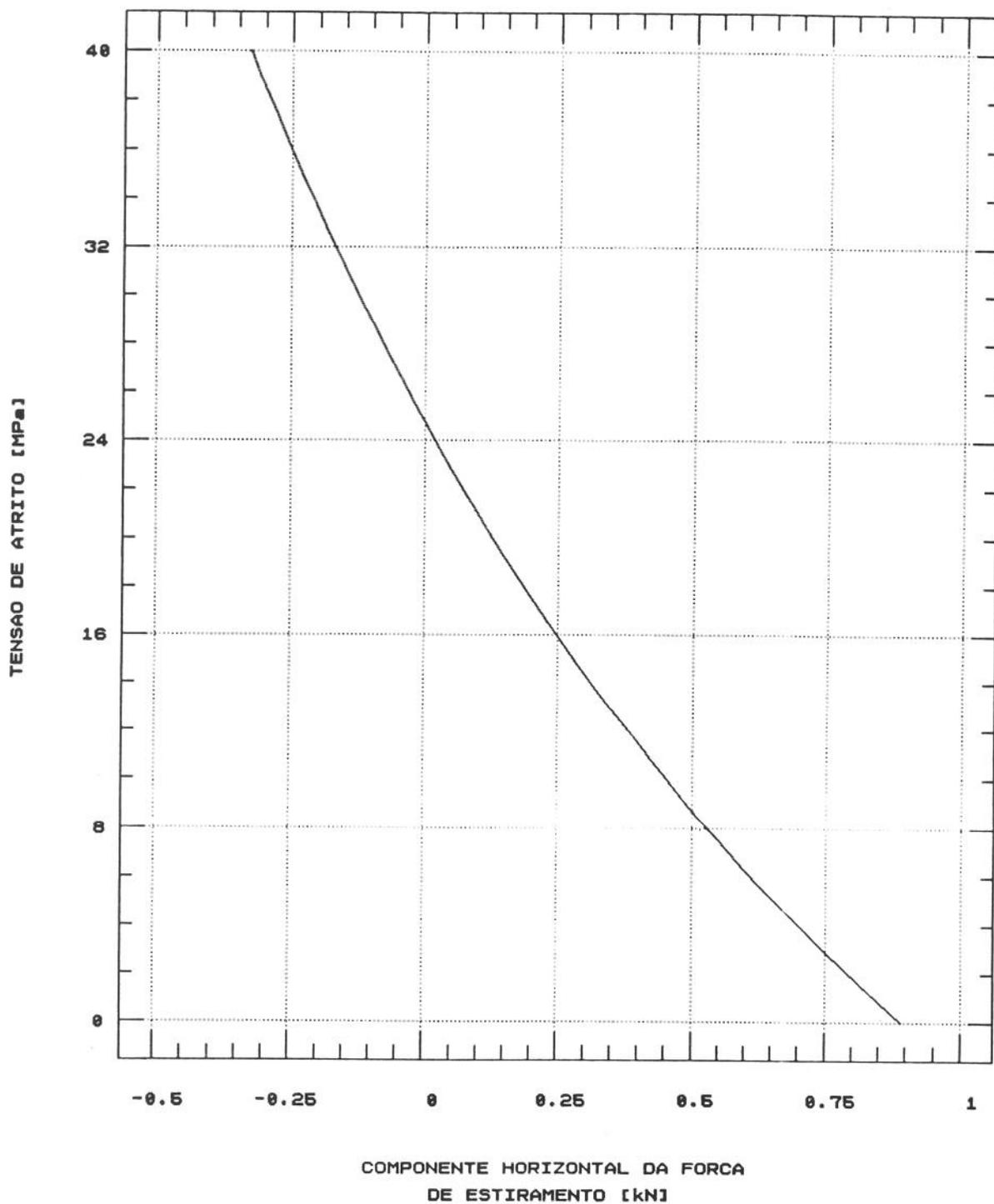
ESPESSURA DE REVESTIMENTO : 5 μm 

Figura 47 - Gráfico característico da tensão de atrito vs. componente horizontal da força de estiramento, na interface chapa-puncção.

MATERIAL DE REVESTIMENTO : ESTANHO

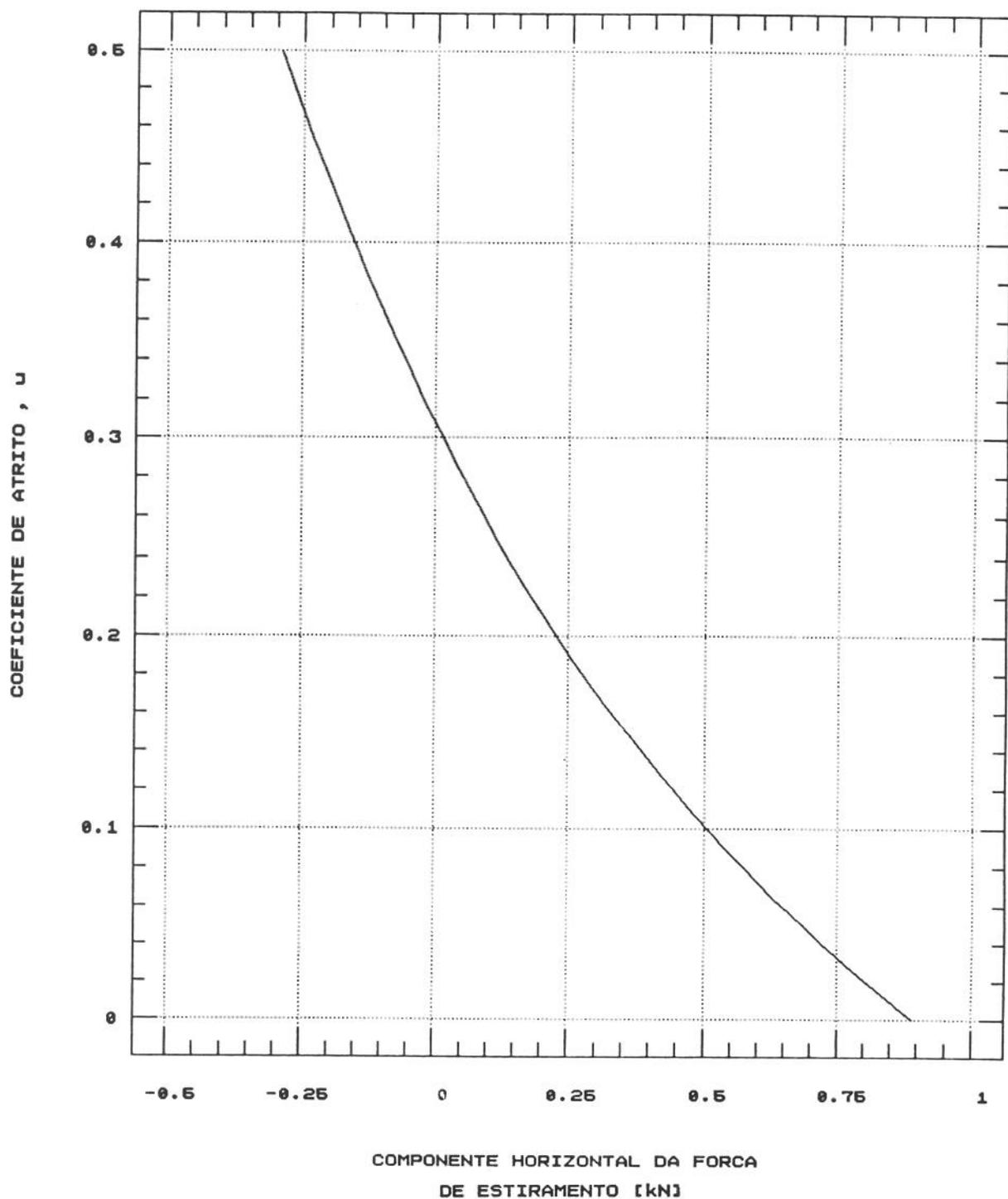
ESPESSURA DE REVESTIMENTO : 5 μm 

Figura 48 - Gráfico característico do coeficiente de atrito vs. componente horizontal da força de estiramento, na interface chapa -punção.

- |1| KOBAYASHI, M.; KUROSAKI, Y.; KAWAI, N. Influences of friction and metal properties on pure stretchability of sheet metals. Transactions of the ASME, Series B: Journal of Engineering for Industry, New York, v. 102, nº 2, p. 142-50, May 1980.

- |2| BAQUE, P. et alii Mise en forme des métaux - calculs par la plasticite. Tome 1, Paris, Dunod, 1973. Cap. C.1, p. 185: Méthode de énergie uniforme - Méthode des tranches.

- |3| BRESCIANI FILHO, E. (Coord.) Conformação plástica dos metais. 4ª Edição, Campinas, Editora da UNICAMP, 1991. Cap. 4, p. 339: Métodos de análise dos processos de conformação.

- |4| KACHANOV, L.M. Fundamentals of the theory of plasticity. Moscou, Mir Publishers, 1974. 445 p.

- |5| BRESCIANI FILHO, E. (Coord.), 1991, op. cit., Cap. 3, p. 307-31: Teoria da plasticidade.

- |6| BRESCIANI FILHO, E. Seleção de materiais metálicos. Campinas, Editora da UNICAMP, 1986. Cap. 6, p. 315: Materiais metálicos resistentes a corrosão.

- |7| Betriebsanleitung für die elektro-hydraulische Blechprüfmaschine BP 612. ROELL & KORTHAUSS KG, Solingen-Ohligs, Deutschland, S.d., 1V.

- |8| SCHNEIDER, C.A.; LUCKE, H.A.H.; SCHOELER, N. Calibração de sistemas de medição. Florianópolis, UFSC-DEM, 1982, 65p. Apostila.

- |9| HOLMAN, J.P. Experimental methods for engineers. Third Edition, New York, McGraw-Hill, 1978. Cap. 3, p. 41-82: Analysis of experimental data.

|10| STATGRAPHICS: Version 2.7. Rockville, Maryland, EUA,
STSC, Inc./Statistical Graphics Corporation, 1987.
1V.

CAPÍTULO 6

RESULTADOS E DISCUSSÃO

6.1 Apresentação dos Resultados

Em decorrência dos ensaios de estiramento realizados com os corpos de prova de chapa de aço revestida com diferentes espessuras de estanho, foram obtidos os parâmetros de estampabilidade, ou seja: a força máxima de estiramento e o deslocamento máximo do punção, atingidos ao final do ensaio, no ponto de estricção (correspondentes, respectivamente, à altura máxima da calota estirada); foram também calculados a tensão de atrito e o coeficiente de atrito, na interface chapa-punção. Os dados assim obtidos, estão apresentados na Tabela 4.

Através de tratamento estatístico, por análise de variância (desvio quadrático médio em torno da média), os dados acima citados foram relacionados com as espessuras de revestimento, obtendo-se os valores correspondentes aos intervalos de confiança, com 95% de confiabilidade; esses valores estão apresentados na Tabela 5.

Levando-se em consideração os valores médios dos dados, experimentais e calculados, procedeu-se, então, a determinação estatística do comportamento dos parâmetros de estampabilidade, da tensão de atrito e do coeficiente de atrito, em função das espessuras de revestimento. Considerando-se o melhor ajuste a estes dados, aplicou-se o modelo de regressão multiplicativa ($y = a.x^b$). Os valores numéricos preditos para as linhas de regressão e para os intervalos de confiança, com 95% de confiabilidade, estão apresentados na Tabela 6; enquanto que nas Figuras 49 a 52 estão apresentados os gráficos obtidos por estes ajustes.

São apresentados, ainda, gráficos complementares interrelacionando os parâmetros de estampabilidade, a tensão de atrito e o coeficiente de atrito; ou seja: força máxima de estiramento vs. coeficiente de atrito (Figura 53); deslocamento máximo do punção vs. coeficiente de atrito (Figura 54); coeficiente de atrito vs. tensão de atrito (Figura 55); força máxima de estiramento vs. tensão de atrito (Figura 56); deslocamento máximo do punção vs. tensão de atrito (Figura 57); e força máxima de estiramento vs. deslocamento máximo do punção (Figura 58).

Espessura de revestimento [μm]	Força máxima de estiramento [kN]	Deslocamento máximo do punção [mm]	Tensão de atrito [MPa]	Coefficiente de atrito [μ]
5	14,509	7,747	24,726	0,308
	13,628	7,000	27,879	0,353
	13,584	6,950	28,660	0,358
10	13,172	6,726	28,494	0,343
	13,718	6,975	28,035	0,350
	13,519	7,025	28,379	0,363
15	14,389	7,349	26,912	0,329
	14,462	7,224	26,912	0,329
	14,052	7,274	28,066	0,362
20	14,581	7,523	25,894	0,322
	14,581	7,523	25,894	0,322
	14,478	7,598	26,927	0,353
25	14,585	7,523	25,513	0,313
	14,731	7,697	24,946	0,302
	14,656	7,647	26,827	0,336
30	14,485	7,548	24,903	0,308
	14,004	7,423	25,267	0,320
	14,281	7,498	26,501	0,337
40	14,755	7,349	25,701	0,301
	13,523	7,174	26,472	0,335
	14,284	7,299	26,048	0,313
50	14,109	7,299	25,475	0,308
	14,935	7,672	26,964	0,344
	14,816	7,523	26,908	0,327
60	14,492	7,722	25,025	0,320
	14,022	7,373	25,919	0,331
	14,492	7,722	25,025	0,320

Tabela 4 - Valores experimentais da força máxima de estiramento e do deslocamento máximo do punção, e valores calculados da tensão de atrito e do coeficiente de atrito, para a chapa revestida de estanho, em função das espessuras de revestimento.

Espessuras de revestimento [μm]	Força máxima de estiramento [kN]	Deslocamento máximo do punção [mm]	Tensão de atrito [MPa]	Coefficiente de atrito [μ]
5	13,478 ^a	7,001	25,947	0,318
	13,907 ^b	7,232	27,088	0,340
	14,335 ^c	7,464	28,229	0,361
10	13,041	6,677	27,162	0,331
	13,470	6,909	28,303	0,352
	13,898	7,140	29,443	0,373
15	13,872	7,051	26,156	0,318
	14,301	7,282	27,297	0,340
	14,729	7,514	28,437	0,361
20	14,118	7,317	25,098	0,311
	14,547	7,548	26,238	0,332
	14,975	7,779	27,379	0,353
25	14,229	7,391	24,621	0,296
	14,657	7,622	25,762	0,317
	15,086	7,854	26,903	0,338
30	13,828	7,259	24,416	0,300
	14,257	7,490	25,557	0,321
	14,685	7,721	26,698	0,343
40	13,759	7,043	24,933	0,295
	14,187	7,274	26,074	0,316
	14,616	7,505	27,214	0,338
50	14,192	7,267	25,308	0,305
	14,620	7,498	26,449	0,326
	15,049	7,290	27,589	0,347
60	13,907	7,374	24,182	0,302
	14,335	7,606	25,323	0,324
	14,764	7,837	26,463	0,345

^a - Valor mínimo do intervalo de confiança ^b - Valor experimental médio / calculado

^c - Valor máximo do intervalo de confiança

Tabela 5 - Valores experimentais médios da força máxima de estiramento e do deslocamento máximo do punção, e valores calculados médios da tensão de atrito e do coeficiente de atrito, com os respectivos intervalos de confiança, para a chapa revestida de estanho, em função das espessuras de revestimento. Obtidos através da análise de variância, com 95% de confiabilidade.

Espessuras do revestimento	Força máxima de estiramento	Deslocamento máximo do punção	Tensão de atrito	Coefficiente de atrito
[μm]	[kN]	[mm]	[MPa]	[μ]
5	13,274 ^a	6,782	26,533	0,331
	13,818 ^b	7,110	27,753	0,347
	14,385 ^c	7,454	29,026	0,363
10	13,656	7,016	26,317	0,329
	14,016	7,235	27,136	0,339
	14,385	7,460	27,983	0,349
15	13,868	7,138	26,154	0,326
	14,133	7,309	26,781	0,334
	14,403	7,484	27,424	0,342
20	13,950	7,206	25,974	0,324
	14,217	7,361	26,532	0,331
	14,488	7,520	27,105	0,338
25	14,016	7,247	25,785	0,322
	14,283	7,403	26,340	0,328
	14,556	7,563	26,907	0,335
30	14,068	7,279	25,634	0,319
	14,336	7,436	26,185	0,326
	14,610	7,596	26,749	0,334
40	14,117	7,298	25,277	0,315
	14,421	7,490	25,942	0,323
	14,732	7,688	26,626	0,332
50	14,116	7,304	24,976	0,311
	14,488	7,532	25,754	0,321
	14,869	7,767	26,557	0,330
60	14,134	7,303	24,669	0,308
	14,542	7,567	25,602	0,319
	14,960	7,841	26,464	0,330

^a - Valor mínimo do intervalo de confiança ^b - Valor predito da linha de regressão

^c - Valor máximo do intervalo de confiança

Tabela 6 - Valores preditos da linha de regressão e do intervalo de confiança, com 95 % de confiabilidade, para a força máxima de estiramento, deslocamento máximo do punção, tensão de atrito e coeficiente de atrito, para a chapa revestida de estanho, em função das espessuras de revestimento.

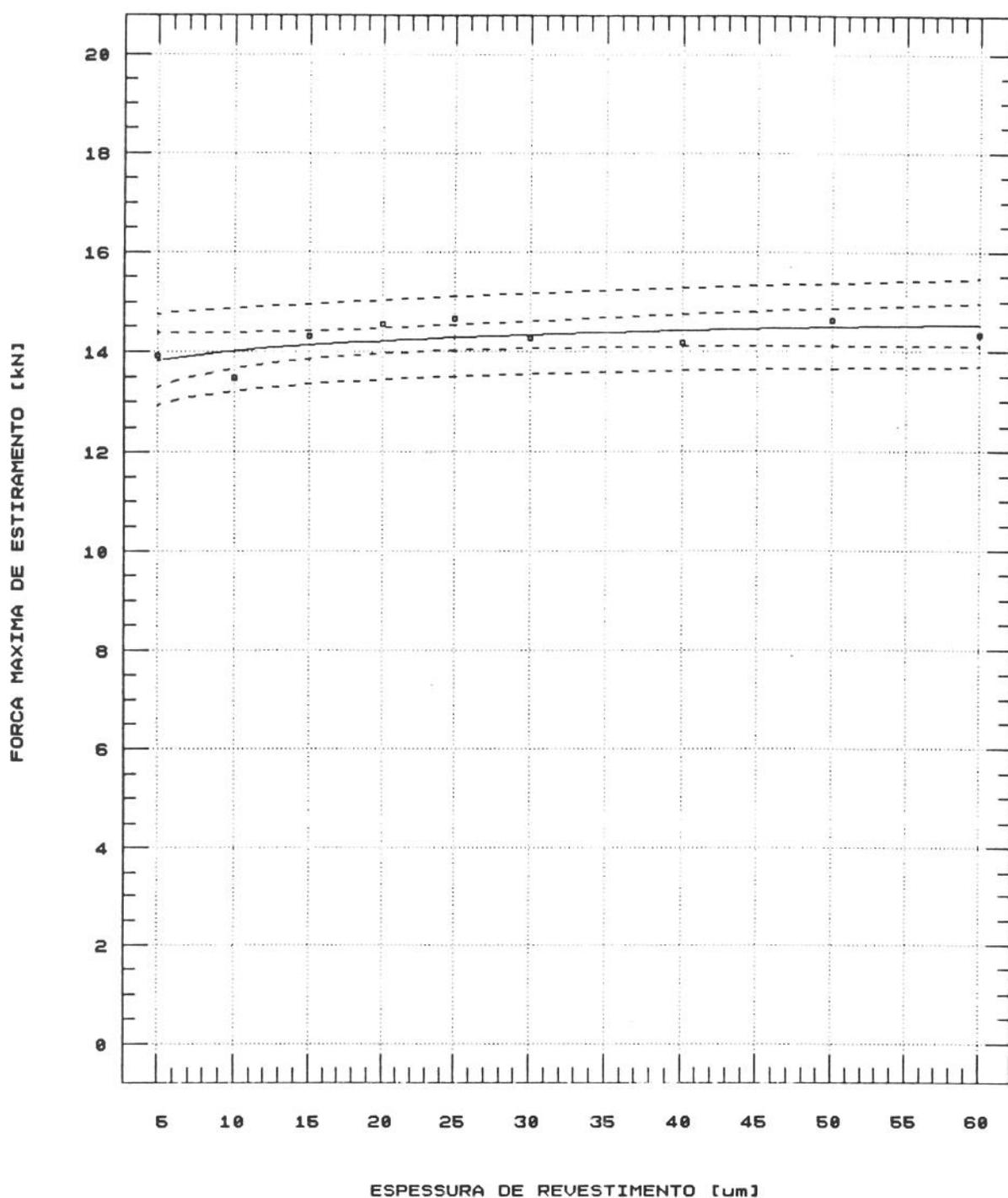


Figura 49 - Gráfico da força máxima de estiramento vs. espessura de revestimento, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão, com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.

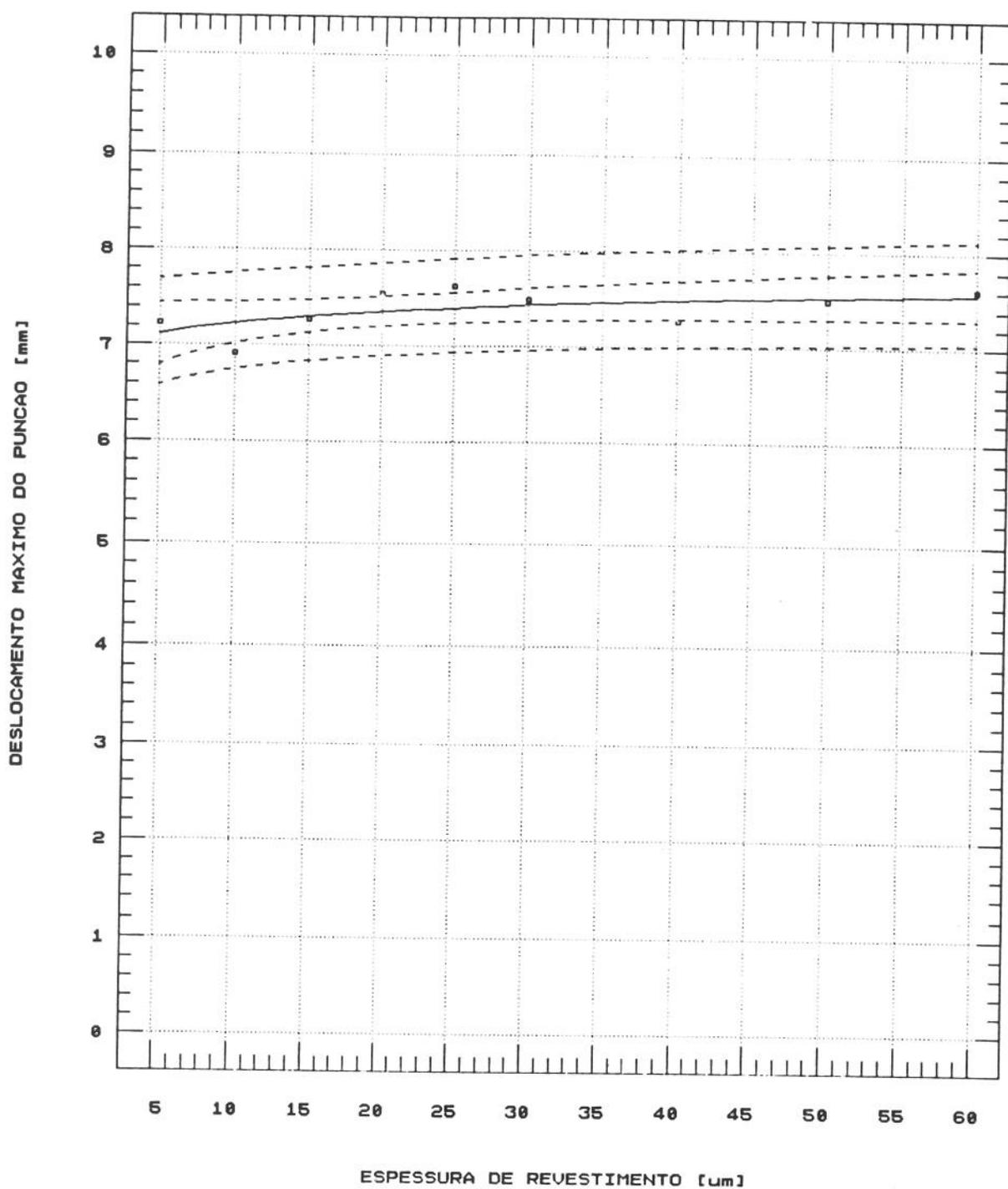


Figura 50 - Gráfico do deslocamento máximo do punção vs. espessura de revestimento, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimento de estanho. Obtido através de análise de regressão, com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.

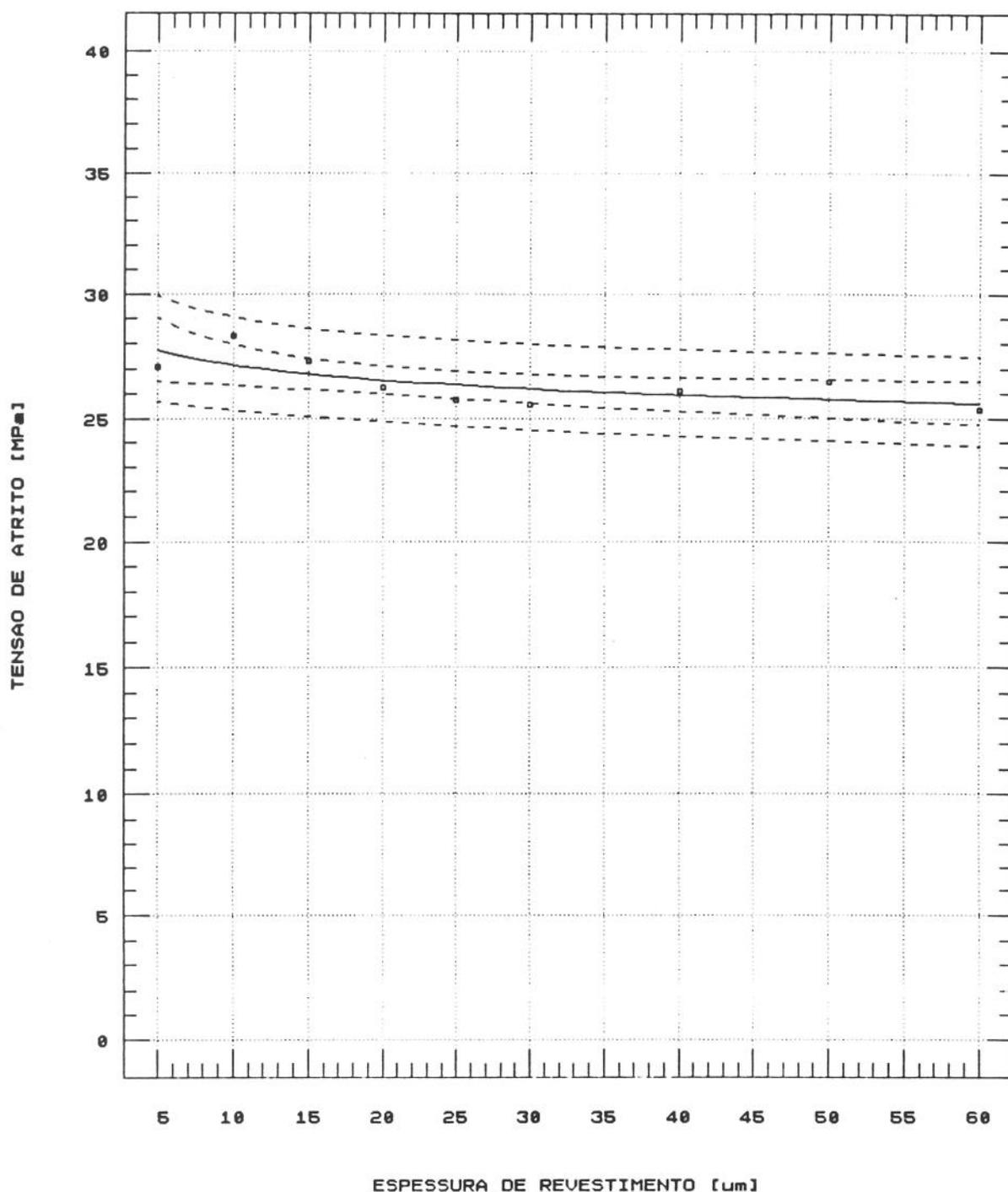


Figura 51 - Gráfico da tensão de atrito vs. espessura de revestimento, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.

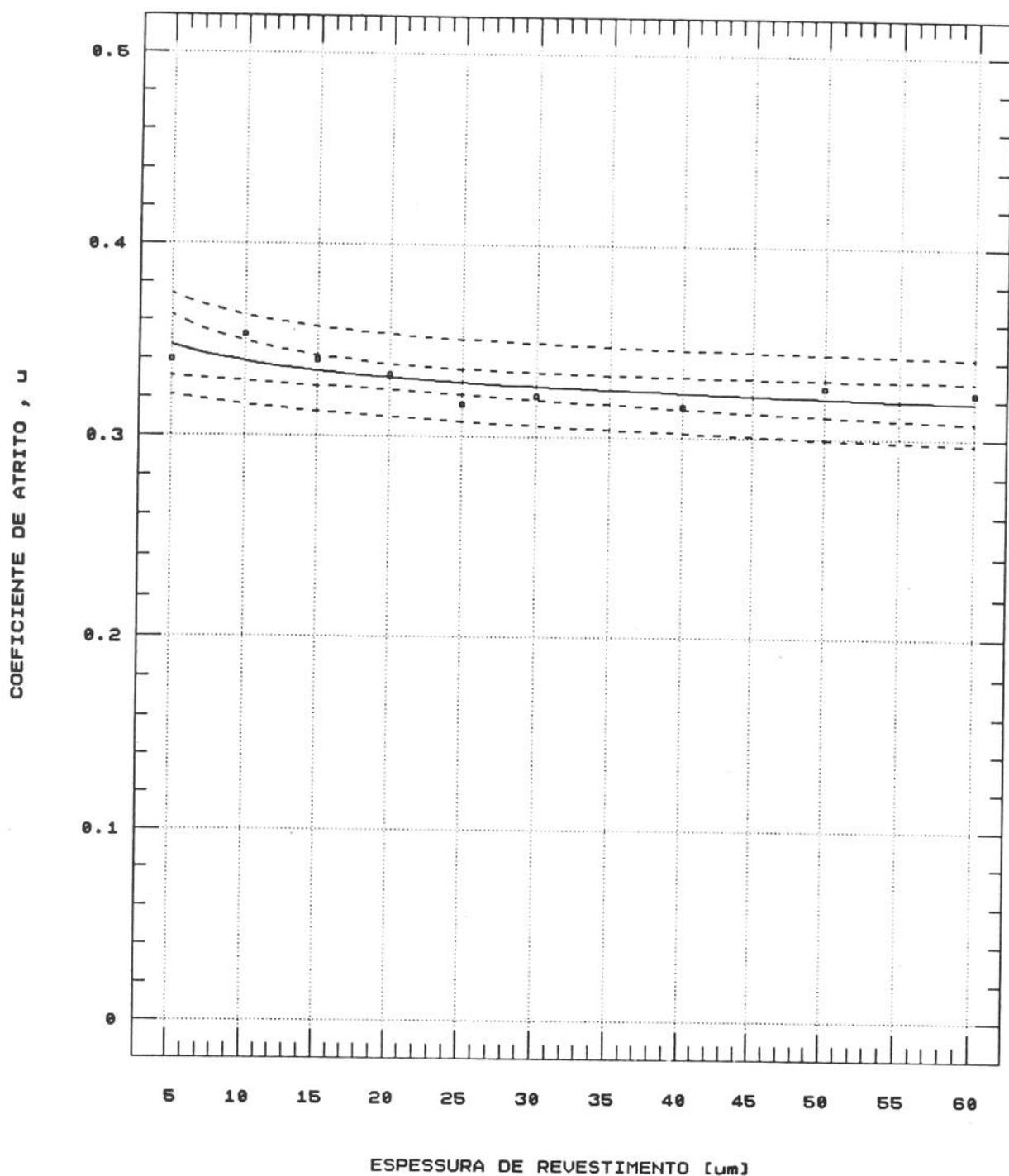


Figura 52 - Gráfico do coeficiente de atrito vs. espessura de revestimento, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.

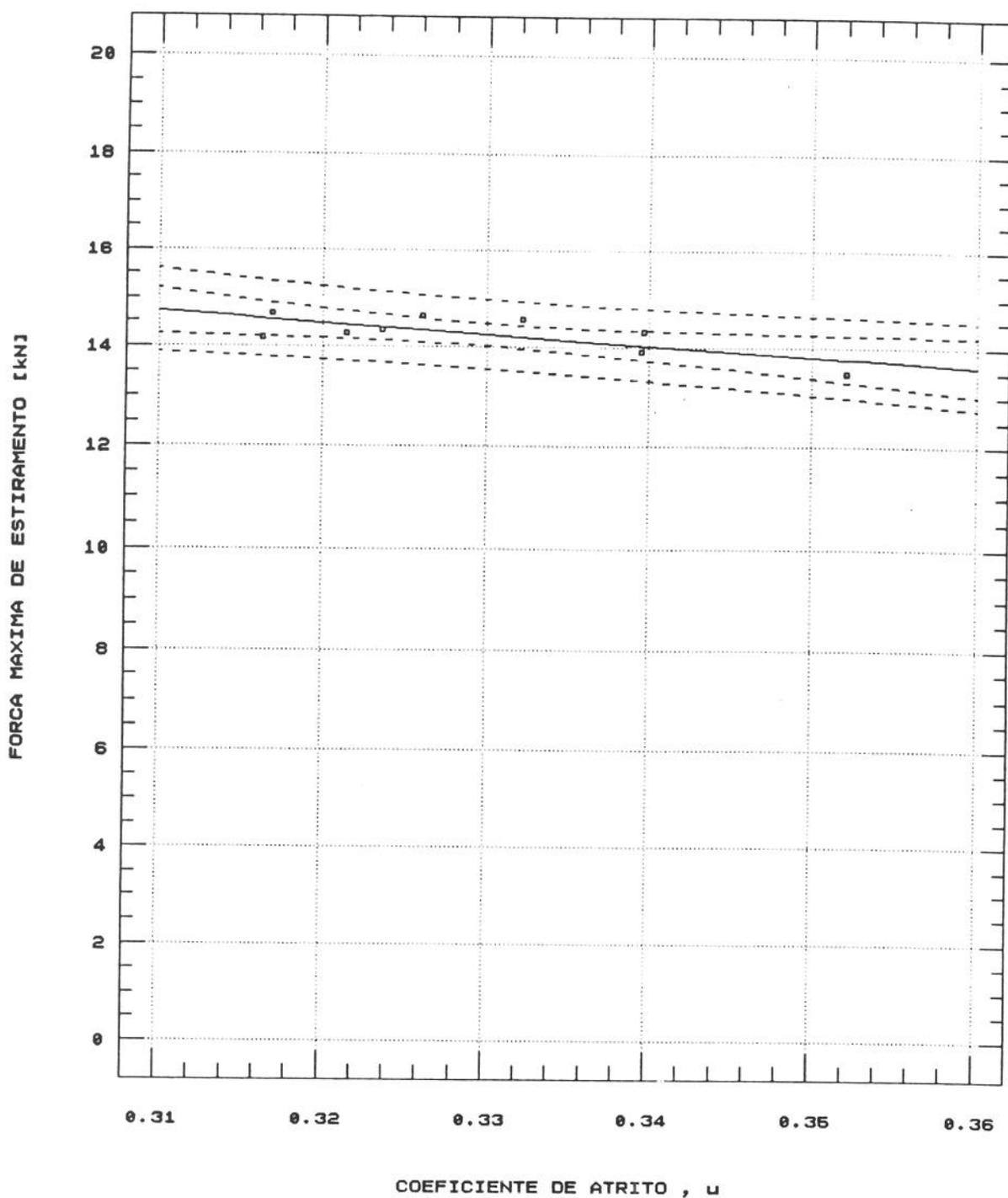


Figura 53 - Gráfico da força máxima de estiramento vs. coeficiente de atrito, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.

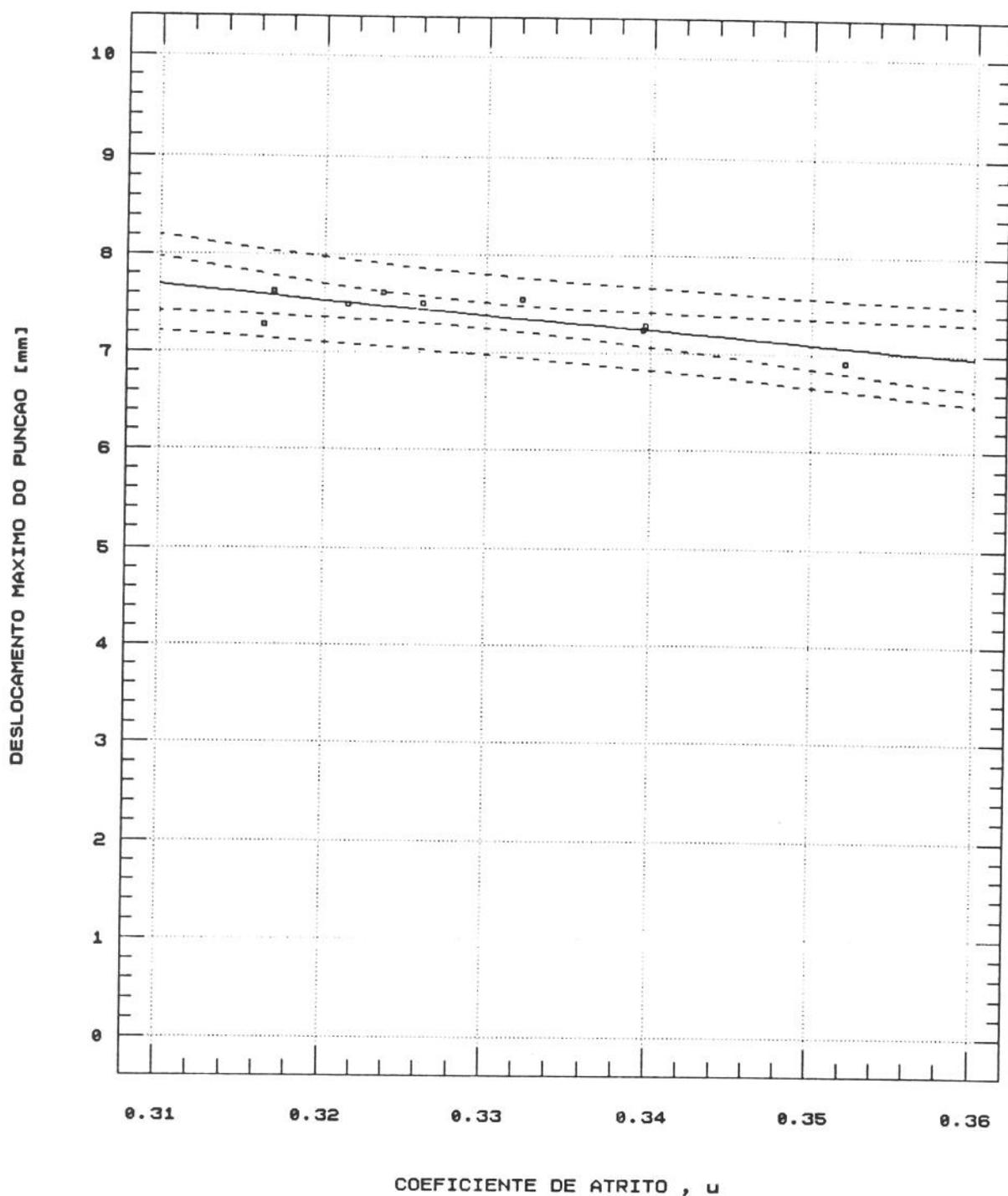


Figura 54 - Gráfico do deslocamento máximo do punção vs. coeficiente de atrito, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.

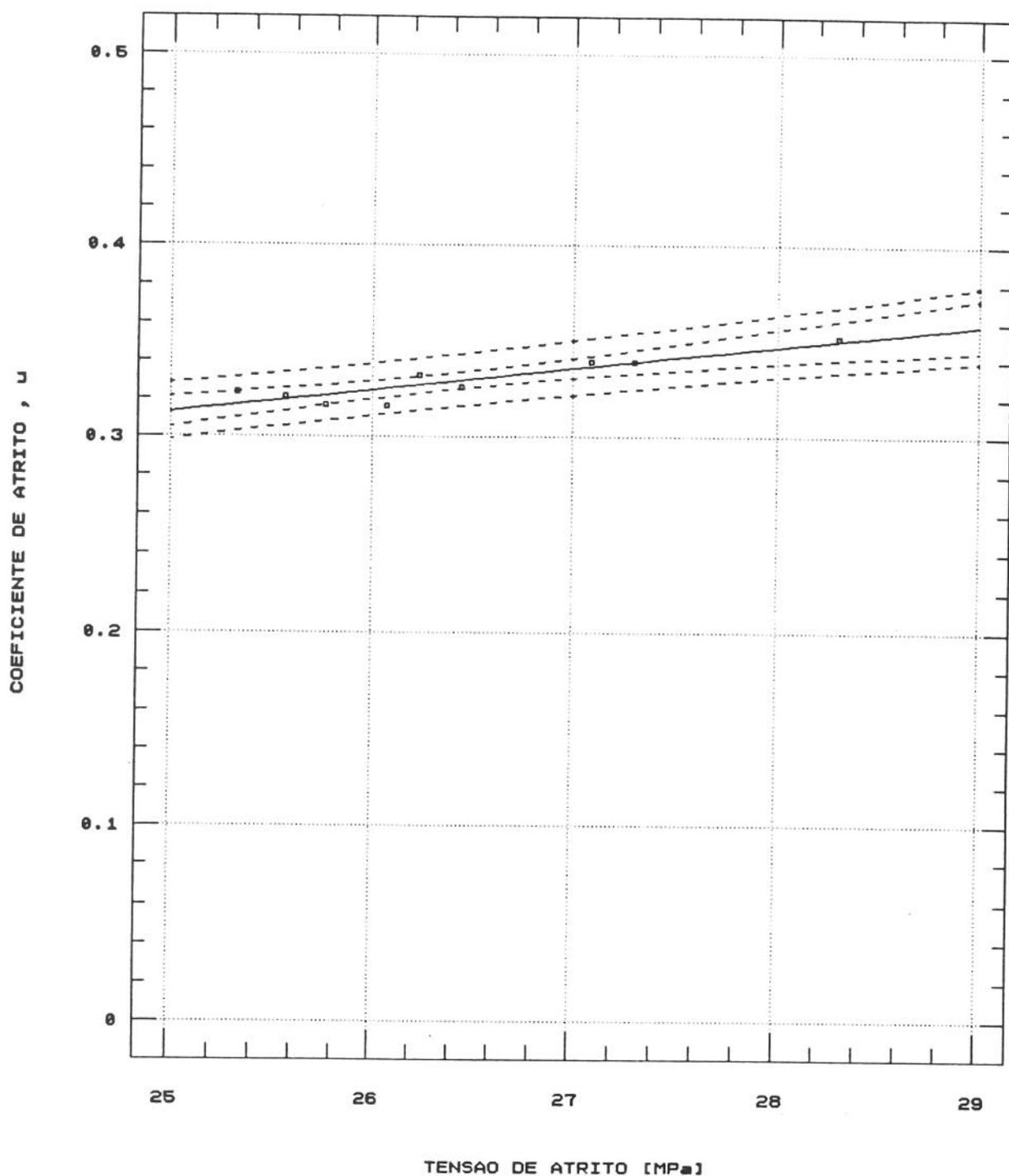


Figura 55 - Gráfico do coeficiente de atrito vs. tensão de atrito, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.

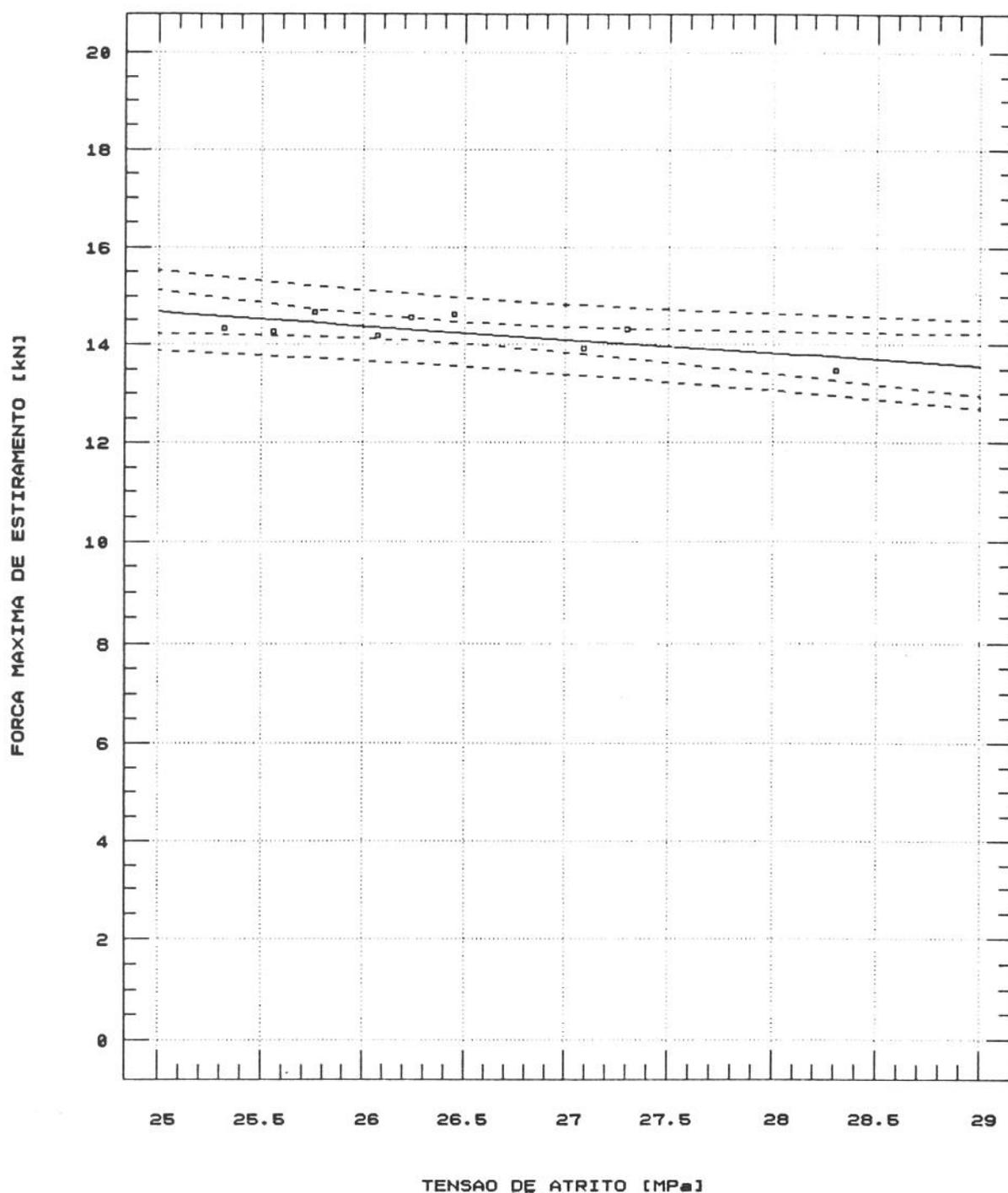


Figura 56 - Gráfico da força máxima de estiramento vs. tensão de atrito, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.

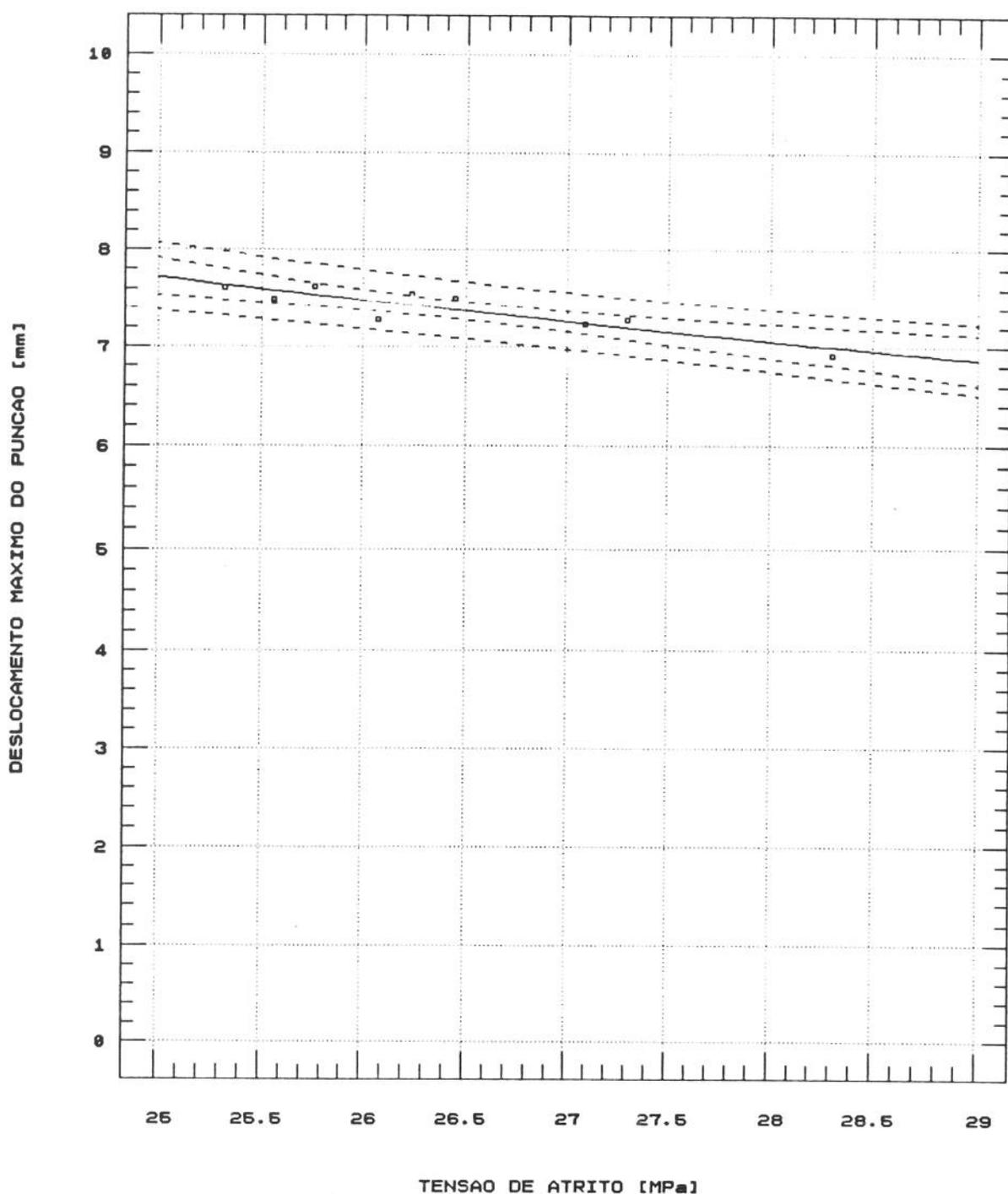


Figura 57 - Gráfico do deslocamento máximo do punção vs. tensão de atrito, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.

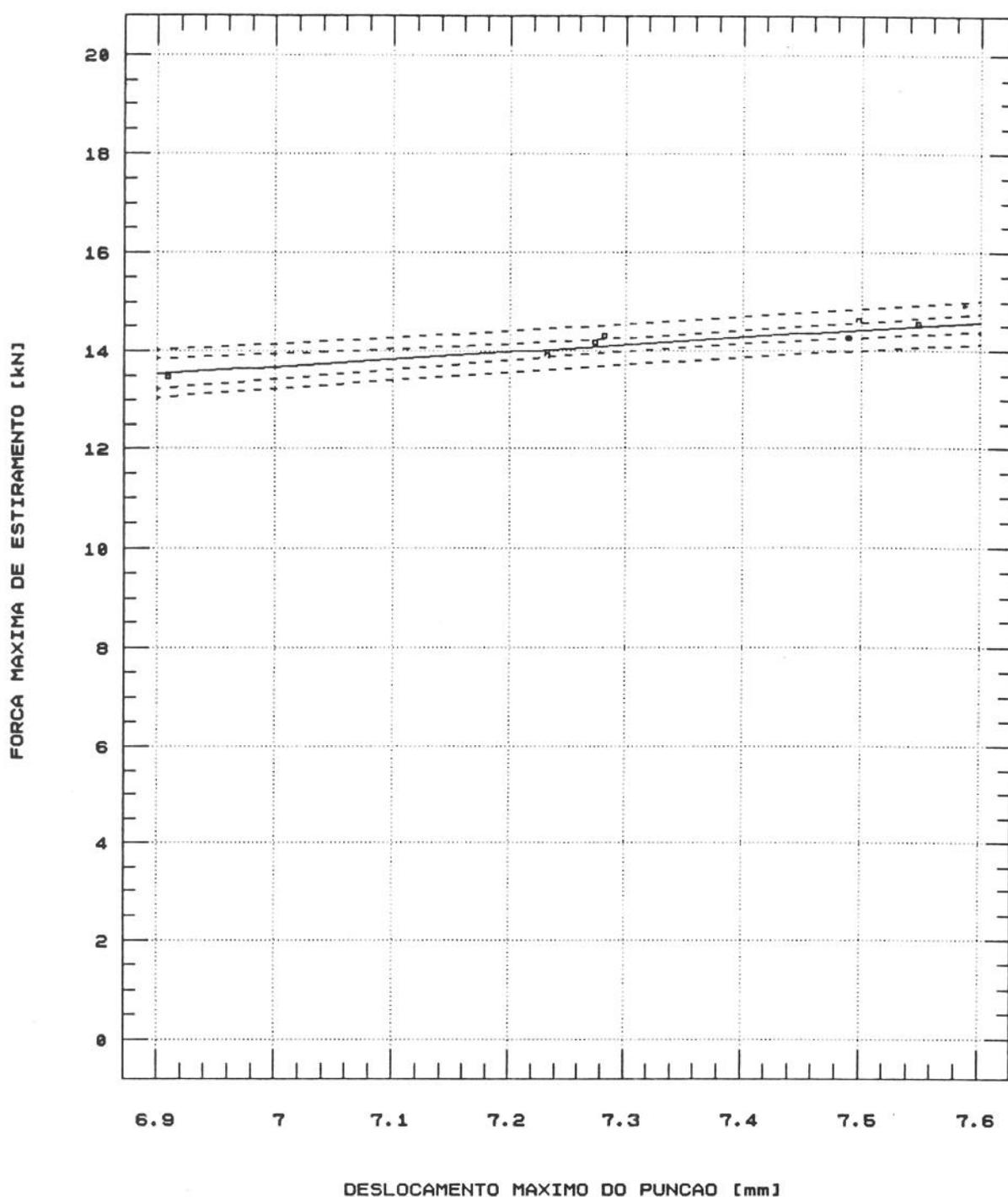


Figura 58 - Gráfico da força máxima de estiramento vs. deslocamento máximo do punção, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão, com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.

6.2 Discussão dos Resultados

Os resultados gráficos apresentados nas Figuras 49 a 52, indicam os seguintes comportamentos, com o aumento da espessura de revestimento de estanho:

- Tensão de atrito decrescente.
- Coeficiente de atrito decrescente.
- Força máxima de estiramento crescente
- Deslocamento máximo do punção crescente.

A tensão de atrito diminui logarithmicamente com o aumento da espessura da camada do revestimento, passando de 27,753 para 25,602 MPa, respectivamente, para as espessuras de 5 e 60 μm , o que corresponde a uma diminuição porcentual de 7,75% (Figura 51); Da mesma forma, o coeficiente de atrito também é decrescente, passando de 0,347 para 0,319, correspondendo a uma diminuição de 8,07% (Figura 52). Enquanto que, tanto a força máxima de estiramento quanto o deslocamento máximo do punção, aumentam logarithmicamente, passando a força de 13,818 para 14,542 kN e o deslocamento de 7,110 para 7,567 mm, correspondentes a aumentos porcentuais, respectivos, de 5,24% e 6,43% (Figuras 49 e 50).

Em adição aos resultados acima mencionados, observa-se que os parâmetros de estampabilidade apresentam um comportamento decrescente em função do aumento dos valores do coeficiente de atrito (Figuras 53 e 54) e os da tensão de atrito (Figuras 56 e 57); enquanto que o coeficiente de atrito tem um comportamento proporcional à tensão de atrito (Figura 55).

Em decorrência das observações acima apresentadas, constata-se que as condições de atrito relativas a resistência ao cisalhamento do sistema de superfícies ensaiado, formado pelo metal base, material de revestimento, contaminantes e natureza geométrica da interface, foram significativamente influenciadas pelas espessuras do revestimento; o revestimento de estanho atuou reduzindo a tensão de atrito e o coeficiente de atrito. Essas afirmativas, não somente são comprovadas pelos resultados calculados para a tensão de atrito e para o coeficiente de atrito, como também, pelos parâmetros de estampabilidade obtidos experimentalmente. Em consonância com a literatura (Figuras 11 e 12, p. 51-52), observa-se que os resultados apresentados para a força máxima de estiramento e para o deslocamento máximo do punção, em função das diferentes espessuras de revestimento (Figuras 49 e 50), e em função do coeficiente de atrito (Figuras 53 e 54), demonstram uma relação de dependência entre essas variáveis com as espessuras de revestimento e com as condições de atrito, ou

seja: com a diminuição da tensão de atrito e do coeficiente de atrito, aumentam a força e o deslocamento máximos.

Por fim, ressalta-se que para a espessura mínima de revestimento, ou seja 5 μm , observam-se os maiores valores para a tensão de atrito e para o coeficiente de atrito; indicando provavelmente uma maior interação entre as rugosidades da chapa com as do punção. O aumento da espessura de revestimento contribuiria para uma maior separação das rugosidades superficiais, não obstante, o surgimento de deslizamento de subcamadas no revestimento.

Relacionando-se, agora, os resultados obtidos no presente trabalho, com os apresentados na literatura, observa-se que os resultados decorrentes da utilização do estanho como material de revestimento, apontam para a mesma tendência verificada, particularmente, nos trabalhos devidos a DUCKEET et alii [34] e DUCKEET-THWAITES [35] (op. cit. Capítulo 1, ítem 1.3, p. 19) e a MISRA-RAJAGOPAL [36] (op. cit. Capítulo 1, ítem 1.3, pp. 28-32); ou seja, o revestimento de estanho contribui para o aumento da estampabilidade e redução do coeficiente de atrito, admitindo-se para isso, que subcamadas do revestimento deformam-se plasticamente, deslizando em microcamadas e assim operando com um lubrificante sólido. Por fim, ressalta-se que os ensaios de estiramento foram realizados "a seco", e que possivelmente, a utilização de um meio

interfacial adicional, como um lubrificante líquido, viria a acentuar ainda mais a tendência de redução da tensão de atrito e do coeficiente de atrito; nesse caso o revestimento atuaria ainda retendo e arrastando o lubrificante, o qual por sua vez reduziria a tensão de atrito e o coeficiente de atrito, como constatado nos trabalhos de MISRA-RAJAGOPAL [36] (op. cit. Capítulo 1, item 1.3, p. 28 a 32); e de RAJAGOPAL [54] (op. cit. Capítulo 1, item 1.3, p. 34 a 37).

CAPÍTULO 7

CONCLUSÕES

Em decorrência dos resultados obtidos através dos ensaios de estiramento realizados com o sistema de superfícies formado pelo metal base (chapa de aço acalmado ao alumínio), pelas diferentes espessuras de camada do material de revestimento (estanho), pelos contaminantes e pela natureza geométrica da interface, sob a condição de interface "a seco", ou seja, sem a interposição de lubrificante, conclui-se que:

- 1º O comportamento do atrito foi significativamente influenciado pelas espessuras do revestimento.
- 2º O revestimento de estanho atuou reduzindo a tensão de atrito e o coeficiente de atrito, elevando a estampabilidade.
- 3º O método adotado para o cálculo e determinação da tensão de atrito e do coeficiente de atrito, permitiu a comparação do comportamento do atrito entre as condições ensaiadas; apesar das hipóteses simplificadoras consideradas no método, os resultados são coerentes com os de estampabilidade, obtidos diretamente dos ensaios de estiramento.

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A análise da bibliografia referida e dos resultados obtidos no presente trabalho, permite sugerir realizações de trabalhos futuros levando-se em consideração os seguintes aspectos:

- A determinação das condições de atrito através de ensaios de estiramento, de chapas de aço com revestimentos eletrodepositados de estanho, considerando-se ainda: espessuras de camadas de revestimento inferiores a 5 μm ; a interposição adicional de um lubrificante líquido; e a simulação das condições industriais.
- O estudo das condições de interação do sistema de superfícies formado pelo metal base, material de revestimento, contaminantes, e pela natureza geométrica da interface, com o objetivo de se propor um modelo físico para os mecanismos de atrito.
- A modelagem do atrito nesse sistema de superfícies, através de métodos da mecânica da deformação plástica.

- O controle da morfologia dos depósitos e das propriedades mecânicas, efetivas do sistema de superfícies, resultantes do processo de eletrodeposição.
- A aplicação do material de revestimento à ferramenta, com vista ao estudo da lubrificação, do atrito, e do desgaste.

BIBLIOGRAFIA

- AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Metals handbook. 9 ed. Metals Park, American Society for Metals, 1978. v. 1: Properties and selection - irons and steels.
- AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Metals handbook. 9. ed. Metals Park, American Society for Metals, 1988. v. 14: Forming and forging.
- AVITZUR, B. Handbook of metal forming processes. John Wiley, 1983. Cap. 6, p. 952: Friction.
- AVITZUR, B.; NAKAMURA, Y. Analytical determination of friction resistance as a function of normal load and geometry of surface irregularities. Wear, Lausanne, v. 107, n^o 4, p. 367-83, Feb. 1986.
- AVITZUR, B.; HUANG, C.K.; ZHU, Y.D. A frictional model based on the Upper-bound approach to the ridge and sublayer deformations. Wear, Lausanne, v. 95, n^o 1, p. 59-67, Apr. 1984.
- BAQUE, P. et alii. Mise en forme des métaux-calculs par la plasticite, Tome 1/2, Paris, Dunod, 1973.
- BAY, N. Frictional stress and normal stress in bulk metal forming processes. Journal of Mechanical Working Technology, Amsterdam, v. 14, n^o 2, p. 203-23, Mar. 1987.
- BAY, N.; WANHEIM, T. Real area of contact and friction stress at high pressure sliding contact. Wear, Lausanne, v. 38, n^o 2, p. 201-09, Jul. 1976.
- BAY, N.; WANHEIN, T.; PETERSEN, A.S. Ra and the average effective strain of surface asperities deformed in metal working processes. Wear, Lausanne, v. 34, n^o 1, p. 77-84, Aug. 1975.

BLANCHARD, G. Comparative study using simulative tests on the press formability of coated high strength steel sheets. In: INTERNATIONAL DEEP DRAWING RESEARCH GROUP, Amsterdam, 1985. IDDRG'85: proceedings. Amsterdam, IDDRG, 1985. Apud: AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Metals handbook. 9 ed. Metals Park, 1988. v. 14, p. 566.

BOWDEN, F.D.; TABOR, D. The friction and lubrication of solids. Clarendon Press, London, Part I/II, 1954.

BRESCIANI FILHO, E. Conformação plástica de chapas de aço galvanizadas. São Paulo, 1980. Tese (Livre Docência) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

BRESCIANI FILHO, E. Seleção de materiais metálicos. Campinas, Editora da UNICAMP, 1986.

BRESCIANI FILHO, E. Tribologia na conformação plástica. EPUSP/UNICAMP, 1987. v. 1/2. Apostila de Curso de Pós-Graduação.

BRESCIANI FILHO, E. Propriedades tribológicas de revestimento sólidos. FEM/UNICAMP, 1992 (A ser publicado).

BRESCIANI FILHO, E. et al Conformação plástica dos metais. 2ª ed. Campinas, UNICAMP, 1985. v. 1/2.

BRESCIANI FILHO, E. (Coord.) Conformação plástica dos metais. 4ª ed., Campinas, Editora da UNICAMP, 1991.

BRESSAN, J.D.; WILLIAMS, J.A. The use of a shear instability criterium to predict local necking in sheet metal deformation. International Journal of Mechanical Sciences, Oxford, v. 25, n^o 3, p. 155-68, 1983.

Betriebsanleitung für die elektro-hydraulische blechprüfmaschine P612. ROELL & KORTHAUSS KG, Solingen-Ohligs, Deutschland, S.d., 1V.

- CHENG, F.L.; AICHBHAUMIK, D. The effect of hot-dipped galvanized coating on the edge and plane strain formabilities of high strength steels. Journal of Applied Metalworking. Metals Park. v. 4, n^o 2, p. 176-82. Jan. 1986.
- CHIAVERINI, V. Aços e ferros fundidos. 6 ed. São Paulo, ABM, 1989.
- CHILDS, T.H.C. The persistence of asperities in indentation experiments. Wear, Lausanne, v. 25, n^o 1, p. 3-16, Jul. 1973.
- CHIVERS, T.C; MITCHELL, L.H.; ROWE, M.D. The variation of real contact area between surfaces with contact pressure and materials hardness. Wear, Lausanne, v. 28, n^o 2, p. 171-85, May 1974.
- DOWSON, D. History of tribology. Longman, London, 1979. Apud: SCHEY, S.A. Tribology in metalworking. Metals Park, American Society for Metals, 1983.
- DROZDA, T.J. Tool and manufacturing engineers handbook. 4. ed. Dearborn, Society of Manufacturing Engineers, 1984.
- DUCKETT, R.; BARRY, B.T.K.; ROBINS, D.A. Effect of tin coatings on the drawability of steel sheet, Sheet Metal Industries, Surrey, v. 45, p. 666-70, Sept. 1968.
- DUFFY, J.I. Electroplating Technology. Park Redge, Noyes Data, 1981.
- EDWARDS, C.M.; HALLING, J. An analysis of the classic interaction of surface asperities and its relevance to the value of the coefficient of friction. The Journal of Mechanical Engineering Sciences, London, v. 10, n^o 2, p. 101-10, Apr. 1968.

- EKSERGIAN, G.L. The plastic behavior of metals in drawing, Transactions of the ASME, New York, vol. 48, p. 609, 1926. Apud: ESHEL, G. et al. Rule based modeling for planning axisymmetrical deep-drawing. Journal of Mechanical Working Technology, Amsterdam, v. 14, n^o 1, p. 7, Dec. 1986.
- FINKIN, E.F. A theory for the effects of film thickness and normal load in the friction of thin films. Transactions of the ASME. Series F: Journal of Lubrication Technology, New York, v. 91, n^o 3, p. 551-6, Jul. 1969.
- FINKIN, E.F. Friction of lead films in spherical contact, Journal of Lubrication Technology, ASME, p. 328-32, Jul., 1973.
- FOGG, B. The relationship between the blank and product surface finish and lubrication in deep-drawing and stretching operations. Sheet Metal Industries, London, v. 44, p. 95-112, Feb. 1967.
- FOGG, B. Modern Developments in Lubrication Theory and Practice for Deep Drawing. Sheet Metal Industries, Surrey, v. 53, p. 294-304, May 1976.
- GHOSH, A.K. How to rate stretch formability of sheetmetals. Metal Progress, Cleveland, v. 107, n^o 5, p. 52-4, May 1975.
- GHOSH, A.K. A method for determining the coefficient of friction in punch stretching of sheet metals. International Journal of Mechanical Sciences, Oxford, v. 19, n^o 8, p. 457-70, 1977.
- GHOSH, A.K.; HECKER, S.S.; KEELER, S.P. Sheet metal forming and testing. In: DIETER G.E. Workability Testing Techniques. Metals Park, American Society for Metals, 1984, Cap. 7, p. 140.
- GOODWIN, G.M. Application of Strain analysis to sheet-metal forming problems in the press shop. La Metallurgia Italiana, Milano, v. 60, n^o 8, p. 767-74, Aug. 1968.

- GREEN, A.P. Friction between unlubricated metals: a theoretical analysis of the junction model. Proceedings of the Royal Society of London, London, v. 228 (A), n^o 1173, p. 191-204, Feb. 1955.
- HALLING, J. Surface coatings-materials conservation and optimum tribological performance, Tribology International, v. 12, p. 203-8, 1979. Apud: SAKAMOTO, T.; OHTANI, M.; TSUKIZOE, T. Friction between soft metal and hard thin films electroplated on softer substrate, WEAR, Lausanne, v. 114, n^o 3, p. 309-26, 1987.
- HAYS, D.F. Research in mechanical systems: Tribology. Transactions of the ASME. Series F: Journal of Tribology, New York, v. 106, n^o 1, p. 14-23, Jan. 1984.
- HECKER, S.S. A cup test for assessing stretchability. Metals Engineering Quarterly, Novelty, v. 14, n^o 4, p. 30-6, Nov. 1974.
- HECKER, S.S. Experimental Studies of sheet stretchability. In: SYMPOSIUM ON FORMABILITY: Analysis, modeling and experimentation, Chicago, 1977. Formability: proceedings. Warrendale, AIME, 1978. p. 172.
- HOLLOMON, J.H. Tensile deformation. Transactions of AIME, New York, v. 162, p. 268-90, 1945.
- HOLMAN, J.P. Experimental methods for engineers. Third Edition, New York, McGraw-Hill, 1978.
- JACKSON, J.E.; GANGJEE, T.; HAQUE, I. Lubrication modeling and its effects an simulation of material forming. Transactions of the ASME. Series H: Journal of Engineering Materials and Technology, New York, v. 111, n^o 1, p. 74-80, Jan. 1989.
- KACHANOV, L.M. Fundamentals of the theory of plasticity. Moscou, Mir Publishers, 1974.

- KAFTANOGLU, B.; ALEXANDER, J.M. An investigation of the Erichsen test. The Journal of the Institute of Metals, London, v. 90, p. 457-70. Aug. 1961-62.
- KALPAKJIAN, S. Recent progress in metal forming tribology. Journal of Applied Metal Working, Metals Park, v. 4, n^o 3, p. 270-80, Jul. 1986.
- KARIMA, M.; RICHARDSON, J. A knowledge based systems framework for computer-aided technologies in metal-forming. Journal of Mechanical Working Technology, Amsterdam, v. 15, n^o 3, p. 253-73, Dec. 1987.
- KASPER, A.S. Forming sheet metal parts. Dearborn, Society of Manufacturing Engineers, 1969. Paper MF 69-516. Apud: AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Metals Handbook. 9th ed. Metals Park, 1988. v. 14, p. 890: Formability of Sheet Metals.
- KATO, S. et alii Frictional properties of a surface covered with a soft metal film - Part 1: Experiments on friction between a single protuberance and surface. Transactions of the ASME. Series F: Journal of Lubrication Technology, New York, v. 103, n^o 2, p. 236-42, Apr. 1981.
- KATO, S. et alii Frictional properties of a surface covered with a soft metal film Part 2: Analysis of friction between a single protuberance and a surface. Transactions of the ASME. Series F: Journal of Lubrication Technology, New York, v. 104, n^o 1, p. 39-45, Jan. 1982.
- KEELER, S.P. Determination of forming limits in automotive stampings. Sheet Metal Industries, London, v. 42, p. 683-91, Sept. 1965.
- KOBAYASHI, M.; KUROSAKI, Y.; KAWAI, N. Influences of friction and metal properties on the pure stretchability of sheet metals. Transactions of the ASME. serie B: Journal of Engineering for Industry, New York, v. 102, n^o 2, p. 142-50, May 1980.

LANKFORD, W.T.; SNYDER, S.C.; BAUSCHER, J.A. New criteria for predicting the press performance of deep drawing sheets. Transactions of the American Society for Metals, Metals Park, 1950. v. 42, p. 1197-232.

LEE, D. Computer-aided control of sheet metal forming process, Journal of Metals, Warrendale, vol. 34, n^o 11, pp. 20-29, Nov. 1982.

LOXLEY, E.M.; FREEMAN, P. Some lubrication effects in deep drawing operations. Journal of the Institute of Petroleum, London, v. 40, n 369, p. 229-307, 1954. Apud: SCHEY, J.A. Tribology in Metalworking. Metals Park, American Society for Metals, 1983. Cap. 10. p. 520: Sheet metalworking.

LOWENHEIM, F.A. Modern electroplating. 3rd ed. New York, John Wiley, 1974.

MADAKSON, B.P. The frictional behaviour of materials. Wear, Lausanne, v. 87, n^o2, p. 191-206, May 1983.

MAKIMATTILA, S.; RANTA-ESKOLA, A. Behaviour of galvanized coatings during forming. In: INDUSTRIAL INTERNATIONAL CONFERENCE ON LUBRICATION CHALLENGES IN METALWORKING AND PROCESSING, Chicago, 111., 1979. Proceedings. Chicago, 111., IIT Research Institute, 1979. p. 293-304.

MARCINIAK, Z.; KUCZYNSKI, K. Limit Strain in the processes of stretch-forming sheet metal. International Journal of Mechanical Sciences, Oxford, v. 9, n^o 9, p. 609-20, Sept. 1967.

MELLOR, P.B. Sheet-metal forming. International Metals Reviews, Metals Park, v. 26, n^o 1, p. 1-20, 1981.

MISRA, S.; RAJAGOPAL, S. Influence of tin coating thickness on the drawability and ironability on tin plate in D&I Canmaking. In: INDUSTRIAL INTERNATIONAL CONFERENCE ON LUBRICATION CHALLENGES IN METALWORKING AND PROCESSING, Chicago, 111., 1989. Proceedings. Chicago, 111, IIT Research Institute, 1979. p. 85-93.

- NEWBY, J.R. A practical look at biaxial stretch cupping tests. Sheet Metal Industries, London, v. 54, p. 240-52, Mar. 1977.
- OROWAN, E. Proceedings of the Institute of Mechanical Engineering, London, v. 150, p. 140-67, 1943. Apud: WANHEIM, T.; BAY, N. A model for friction in metal forming processes. Annals of the CIRP, Paris, v. 27, n^o 1, p. 189, 1978.
- PIERCE, R.; JOSHI, P.G. Relationship between the behaviour of a range of aluminum-magnesium alloys in uniaxial and biaxial tension. Transactions Quarterly of the American Society for Metals, Metals Park, v. 57, n^o 2, p. 399-416, Jul. 1964. Apud: SCHEY, J.A. Tribology in Metalworking. Metals Park, American Society for Metals, 1983, Cap. 10, p. 520: Sheet metalworking.
- POMEY, G. Le formage des tôles. Revue de Metallurgie, Paris, v. 69, n^o 4, p. 251-72, avr. 1972.
- RABINOWICZ, E. Friction and wear of materials. New York, John Wiley, 1965.
- RAJAGOPAL, S. A deep drawing test for determining the punch coefficient of friction. Transactions of the ASME. Series B: Journal of Engineering for Industry, New York, v. 103, n^o 2, p. 197-202, May 1981.
- RAJAGOPAL, S. A critical review of lubrication in deep drawing and wall ironing. In: The International Symposium on Metalworking Lubrication Century 2, Emerging Technology Conferences, San Francisco, 1980. Proceedings, New York, ASME, 1980. p. 135-44.
- RENÓ, R.T. Conformabilidade e textura de chapas finas a frio de aço acalmado ao alumínio. São Paulo, 1985. Dissertação - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo.

- RIGNEY, D.A.; HIRTH, J.P. Plastic deformation and sliding friction of metals. Wear, Lausanne, v. 53, n^o 2, p. 345-70, Apr. 1979.
- RUBENSTEIN, C., Wear, v. 3, p. 150, 1960. Apud: SENGUPTA, A.K.; FOGG, B.; GHOSH, S.K. On the mechanism behind the punch-blank surface conformation in stretch-forming and deep-drawing. Journal of Mechanical Working Technology, Amsterdam, v. 5, n^o 3/4, p. 187, Dec. 1981.
- SAFRANEK, W.H. The properties of electrodeposited metals and alloys. 2nd ed. Orlando, AESF, 1986.
- SCHEY, J.A. Metal deformation processes: friction and lubrication. New York, Marcel Dekker, 1970.
- SCHEY, J.A. Tribology in metalworking. Metals Park, American Society for Metals, 1983.
- SCHNEIDER, C.A.; LUCKE, H.A.H.; SCHOELER, N. Calibração de sistemas de medição. Florianópolis, UFSC-DEM, 1982. Apostila.
- SENGUPTA, A.K.; FOGG, B.; GHOSH, S.K. On the mechanism behind the punch-blank surface conformation in stretch-forming and deep-drawing. Journal of Mechanical Working Technology, Amsterdam, v. 5, n^o 3/4, p. 181-210, Dec. 1981.
- SHAW, M.C.; BER, A.; MAMIN, P.A. Friction characteristic of sliding surfaces undergoing subsurface plastic flow. Transactions of the ASME. Series D: Journal of Basic Engineering, New York, v. 82, n^o 2, p. 342-6, Jun. 1960.
- SHERBINEY, M.A.; HALLING, J. Friction and wear of ion-plated soft metallic films, Wear, Lausanne, v. 45, n^o 2 p. 211-20, 1977.
- SHIMURA et alii. Frictional properties of sputtered tin film, Wear, Lausanne, v. 49, n^o 1, p. 179-93, 1978.

- SOUZA, S.A. Ensaio mecânicos de materiais metálicos. 5ª ed., São Paulo, Edgard Blücher, 1982.
- STATGRAPHICS: Version 2.7. Rockville, Maryland, EUA, STSC, Inc./Statistical Graphics Corporation, 1987. 1V.
- STINE, P.A. et al. CAE sheet metal formability model-predictive capability improved with experimentally derived input data. In: WANG, N.M.; TANG, S.C. Computer Modeling of Sheet Metal Forming Process. Ann Arbor, ASME, 1985. p. 107-20.
- TAKAGI, R.; LIU, T. The lubrication of steel by electroplated gold, Transactions of the ASLE, nº 10, p. 115-23, 1967.
- THONSEN, E.G.; Mac DONALD, A.G.; KOBAYASHI, S. Flank friction studies with carbide tools reveal sublayer plastic flow. Transactions of the ASME. Series B: Journal of Engineering for Industry, New York, v. 84, nº 1, p. 53-62, Feb. 1962.
- THONSEN, E.G.; YANG, C. C.; KOBAYASHI, S. Plastic deformation in metal processing. New York, Mac Millan, 1965.
- TSENG, A.A. Computer-aided forming for sheet-metal parts, Journal of Metals, Warrendale, v. 40, nº 4, p. 12-5, Apr. 1988.
- TSUYA, Y.; TAKAGI, R. Lubricating properties of lead films on copper, Wear, Lausane, nº 7, p. 131-43, 1964. Apud: SAKAMOTO, T.; OHTANI, M.; TSUKIZOE, T, Friction between soft metal and hard thin films electroplated on softer substrate, WEAR, Lausane, v. 114, nº 3, p. 309-26, 1987.
- YOON, B.B.; RAO, R.S.; KIKUCHI, N. Sheet Stretching: A theoretical - experimental comparasion. International Journal of Mechanical Sciences, Oxford, v. 31, nº 8, p. 579-90, 1989.

- YUST, C.S. Tribology and wear. International Metals Reviews, Ohio, v. 30, n^o 3, p. 141-54, 1985.
- WANG, N.M. Large plastic deformation of a circular sheet caused by punch stretching. Transactions of the ASME. Series E: Journal of Applied Mechanics, New York, v. 37, n^o 2, p. 431-40, Jun. 1970.
- WANHEIN, T. Friction at high normal pressures. Wear, Lausanne, v. 25, n^o 2, p. 225-44, Aug. 1973.
- WANHEIM, T.; BAY, N. A model for friction in metal forming processes. Annals of the CIRP, Paris, v. 27, n^o 1, p. 189-94, 1978.
- WANHEIM, T.; BAY, N.; PETERSEN, A.S. A theoretically determined model for friction in metal working processes. Wear, Lausanne, v. 28, n^o 2, p. 251-58, May 1974.
- WERNECKE, W., MUSCHENBORN, W. Formability aspects of galvannealed steel sheet. In: INTERNATIONAL DEEP DRAWING RESEARCH GROUP, Amsterdam, 1985. IDDRG'85: proceedings. Amsterdam, IDDRG, 1985. Paper 16. Apud: AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Metals Handbook. 9 ed. Metals Park, 1988. v. 14, p. 561.
- WILSON, D.V. Lubrication & Formability in sheet-metalworking. Sheet Metal Industries, London, v. 43, p. 929-44, Dec. 1966. Apud: SCHEY, J.A. Tribology in Metalworking. Metals Park, American Society for Metals, 1983. Cap. 10, p. 520: Sheet metalworking.
- WILSON, W.R.D. Friction and lubrication in bulk metal-forming processes. Journal of Applied Metalworking. Metals Park, v. 1, n^o 1, p. 7-19, Jul. 1979.
- WILSON, W.R.D. Friction and lubrication in sheet metal forming. In: Symposium on Mechanics of Sheet Metal Forming, Warrendale, 1977. Mechanics of Sheet Metal Forming: Proceedings. New York, Plenum Press, 1978, p. 157-77.

ÍNDICE DE FIGURAS E TABELAS

- Figura 1 - Representação esquemática dos tipos básicos de processos de estampagem: **a)** embutimento; **b)** estiramento; **c)** dobramento.....**03**
- Figura 2 - Representação esquemática dos processos de estampagem como um sistema generalizado, composto por oito áreas de influências.....**06**
- Figura 3 - Comportamento típico da tensão de cisalhamento em função da pressão normal, que se desenvolve na interface peça - ferramenta.....**16**
- Figura 4 - Influência da espessura da camada de "revestimento mole (índio) num substrato duro (aço ferramenta)", sobre o coeficiente de atrito.....**23**
- Figura 5 - Influência da carga no coeficiente de atrito; aço ferramenta revestido com película de índio de 40 μm **24**
- Figura 6 - Influência da espessura da camada de estanho sobre o coeficiente de atrito, no processo de embutimento (região do flange); interfaces lubrificadas com água, e com emulsão de 15% de óleo e água.....**30**
- Figura 7 - Influência da espessura da camada de estanho sobre o coeficiente de atrito, no processo de "trefilação de chapas" (interfaces chapa-matriz e chapa-punção).....**31**

- Figura 8 - Variação do coeficiente de atrito em função da pressão normal de contato, em tiras de aço galvanizadas (com zinco puro) com diferentes espessuras de camadas do revestimento; ensaio simulativo de "dobramento sob tensão" (raio de dobramento - 5 mm).....33
- Figura 9 - Representação esquemática de uma peça típica estampada por estiramento.....48
- Figura 10 - Influência das condições de lubrificação, e conseqüentemente de atrito, na distribuição de deformação, para o caso típico de chapas ensaiadas por estiramento.....50
- Figura 11 - Força de estiramento vs. deslocamento do punção, no ensaio de chapas de aço com punção hemisférico.....51
- Figura 12 - Altura limite de estiramento em função do coeficiente de atrito, no ensaio de chapas de aço com punção hemisférico.....52
- Figura 13 - Distribuição de pressão na interface chapa - punção hemisférico, normalizada em relação ao coeficiente de resistência "k" do material da chapa (para a curva de encruamento $\sigma=k.\epsilon^n$), em função da distância radial do polo, normalizada em relação ao raio do punção.....54
- Figura 14 - Representação esquemática do ferramental utilizado no ensaio Erichsen.....66

- Figura 15 - Curva limite de conformação - CLC, típica para aços de baixo teor de carbono.....68
- Figura 16 - Representação esquemática do ferramental utilizado no ensaio "LDH".70
- Figura 17 - Curva limite de estiramento - ensaio "LDH"; altura limite de calotas estiradas, normalizadas em relação ao raio do punção, em função das deformações menores.....72
- Figura 18 - Representação gráfica do modelo de atrito, proposto por Orowan.....92
- Figura 19 - Representação gráfica do modelo de atrito, proposto por Shaw - Ber - Mamim.....93
- Figura 20 - Representação esquemática do mecanismo de atrito, proposto por Thonsen - MacDonald - Kobayashi.....96
- Figura 21 - **a)** Campo de linhas de deslizamento para o cálculo da deformação plástica na interface peça-ferramenta (para 4 estágios de deformação, com $m = 0,5$). **b)** Área real de contato " β " em função da pressão normal " $p/(2 \cdot \tau_{\max})$ " e do fator de atrito " m ". **c)** Tensão de atrito " τ/τ_{\max} " em função da pressão normal e do fator de atrito.....100

- Figura 22 - Relações entre tensão de cisalhamento " τ " pressão normal " p ", coeficiente de atrito " μ " e fator de atrito " m ": **a)** variação da tensão de cisalhamento; **b)** variação do coeficiente de atrito; **c)** variação do fator de atrito.....106
- Figura 23 - Evolução do perfil da rugosidade superficial de chapa de aço, ensaiada por estiramento (com punção hemisférico): **I-** antes da conformação; **II(a-b)-** estágio intermediário de conformação, interface "a seco"; **III(a-b)-** estágio final de conformação, interface "a seco"; **IV(a-b)-** estágio intermediário de conformação, interface lubrificada; **V(a-b)-** estágio final de conformação, interface lubrificada.....115
- Figura 24 - Variação do coeficiente de atrito com a velocidade relativa de deslizamento da superfície da chapa sobre o punção.....118
- Figura 25 - Representação esquemática de modelo físico para os mecanismos de atrito na interface chapa-punção.....120
- Figura 26 - Representação esquemática dos regimes de lubrificação.....123
- Figura 27 - Representação esquemática dos mecanismos de arrasto e de retenção do filme lubrificante, no estiramento.....127

- Figura 28 - Representação esquemática do dispositivo para a determinação do coeficiente de atrito, utilizado por Kobayashi - Kurosaki - Kawai.....**130**
- Figura 29 - Representação esquemática dos esforços de estiramento e das relações geométricas na interface chapa-punção, para o equacionamento matemático do coeficiente de atrito, apresentada por Ghosh.....**133**
- Figura 30 - Representação esquemática dos esforços de estiramento e das relações geométricas na interface chapa-punção.....**147**
- Figura 31 - Representação esquemática dos esforços de estiramento e das relações geométricas na interface chapa-punção: **a)** vista frontal; **b)** vista superior.....**150**
- Figura 32 - Micrografias do material da chapa de aço acalmado com alumínio, laminada a frio (chapa de aço sem revestimento): **a)** sem ataque, mostrando inclusões de alumina (100X); **b)** com ataque de Nital 3%, mostrando estrutura ferrítica na superfície e no núcleo (100X).....**153**
- Figura 33 - Vista de conjunto da ferramenta utilizada nos ensaios de estiramento.....**155**
- Figura 34 - Desenhos dos componentes da ferramenta utilizada nos ensaios de estiramento.....**156**

- Figura 35 - Vista de conjunto da bancada de ensaios, onde se observa: a máquina de ensaio; os componentes do sistema de aquisição de sinais; e parte dos corpos de prova, com o material complementar utilizado.....161
- Figura 36 - Corpos de prova com revestimento de estanho de diferentes espessuras, provenientes dos ensaios de estiramento.....162
- Figura 37 - Gráfico característico da força de estiramento vs. deslocamento do punção.....166
- Figura 38 - Gráfico característico do ângulo de contato chapa-punção vs. deslocamento do punção.....167
- Figura 39 - Gráfico característico da força de estiramento vs. ângulo de contato chapa-punção.....168
- Figura 40 - Gráfico característico da tensão de atrito vs. pressão normal, na interface chapa-punção169
- Figura 41 - Gráfico característico da tensão de atrito vs. ângulo de contato, na interface chapa-punção.....170
- Figura 42 - Gráfico característico da pressão normal vs. ângulo de contato, na interface chapa-punção.....171

- Figura 43 - Gráfico característico do coeficiente de atrito vs. ângulo de contato, na interface chapa-punção.....172
- Figura 44 - Gráfico característico do coeficiente de atrito vs. pressão normal, na interface chapa-punção.....173
- Figura 45 - Gráfico característico da coeficiente de atrito vs. tensão de atrito, na interface chapa-punção.....174
- Figura 46 - Gráfico característico da componente horizontal da força de estiramento vs. ângulo de contato, na interface chapa - punção.....175
- Figura 47 - Gráfico característico da tensão de atrito vs. componente horizontal da força de estiramento, na interface chapa - punção.....176
- Figura 48 - Gráfico característico do coeficiente de atrito vs. componente horizontal da força de estiramento, na interface chapa - punção.....177
- Figura 49 - Gráfico da força máxima de estiramento vs. espessura de revestimento, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão, com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.....185

- Figura 50 - Gráfico do deslocamento máximo do punção vs. espessura de revestimento, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimento de estanho. Obtido através de análise de regressão, com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.....**186**
- Figura 51 - Gráfico da tensão de atrito vs. espessura de revestimento, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade..**187**
- Figura 52 - Gráfico do coeficiente de atrito vs. espessura de revestimento, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.....**188**
- Figura 53 - Gráfico da força máxima de estiramento vs. coeficiente de atrito, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.....**189**

- Figura 54 - Gráfico do deslocamento máximo do punção vs. coeficiente de atrito, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.....**190**
- Figura 55 - Gráfico do coeficiente de atrito vs. tensão de atrito, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.....**191**
- Figura 56 - Gráfico da força máxima de estiramento vs. tensão de atrito, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.....**192**
- Figura 57 - Gráfico do deslocamento máximo do punção vs. tensão de atrito, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.....**193**

- Figura 58 - Gráfico da força máxima de estiramento vs. deslocamento máximo do punção, proveniente dos ensaios de estiramento da chapa de aço com revestimentos de estanho. Obtido através de análise de regressão, com 99% (intervalo externo) e com 95% (intervalo interno) de confiabilidade.....**194**
- Tabela 1 - Coeficientes de atrito na interface chapa-punção, no processo de embutimento.....**36**
- Tabela 2 - Valores de coeficientes de atrito calculados pelo método proposto por Ghosh.....**138**
- Tabela 3 - Especificações das propriedades mecânicas e da composição química da chapa de aço acalmado com alumínio, laminada a frio (chapa de aço sem revestimento).....**153**
- Tabela 4 - Valores experimentais da força máxima de estiramento e do deslocamento máximo do punção, e valores calculados da tensão de atrito e do coeficiente de atrito, para a chapa revestida de estanho, em função das espessuras de revestimento.....**182**

Tabela 5 - Valores experimentais médios da força máxima de estiramento e do deslocamento máximo do punção, e valores calculados médios da tensão de atrito e do coeficiente de atrito, com os respectivos intervalos de confiança, para a chapa revestida de estanho, em função das espessuras de revestimento Obtidos através de análise de variância, com 95% de confiabilidade.....183

Tabela 6 - Valores preditos da linha de regressão e do intervalo de confiança, com 95% de confiabilidade, para a força máxima de estiramento, deslocamento máximo do punção, tensão de atrito e coeficiente de atrito, para a chapa revestida de estanho, em função das espessuras de revestimento.....184