

LINILSON RODRIGUES PADOVESE

AMPLIFICAÇÕES DE TORQUE EM CADEIRAS DE LAMINAÇÃO

Dissertação apresentada à
Escola Politécnica da USP
para obtenção do título
de Mestre em Engenharia
Mecânica.

São Paulo, 1989

100 P.

FD-2009

LINILSON RODRIGUES PADOVESE

Eng. Mecânico, Escola Politécnica da USP, 1983

AMPLIFICAÇÕES DE TORQUE EM CADEIRAS DE LAMINAÇÃO

Dissertação apresentada à
Escola Politécnica da USP
para obtenção do título
de Mestre em Engenharia
Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. José Sotelo Jr., Depto. Eng. Mecânica

São Paulo, 1983

A MEUS PAIS.

AGRADECIMENTOS

- Ao Prof. Dr. José Sotelo Jr., pela dedicada orientação, graças à qual principalmente tornou-se possível este trabalho.
- Aos Profs. Fernando Nery, Edson Gomes, Valter Arruda, Eduardo Misawa, José de A. Junqueira, cuja ajuda foi de grande valia para a superação de dificuldades encontradas no desenrolar da pesquisa.
- Ao Prof. Raul Gonzales Lima, cuja amizade, apoio e ajuda serviram de grande estímulo na realização desse trabalho.
- Ao Departamento de Engenharia Mecânica pelo apoio material.

ÍNDICE

1 - INTRODUÇÃO	1-1
2 - O PROCESSO DE LAMINAÇÃO	
2.1 A Laminação de Metais	2-1
2.2 Laminadores	2-2
2.2.1 Rolos de Laminação	2-4
2.2.2 Cadeiras de Acabamento	2-5
2.3 Principais Componentes do Acionamento de uma Cadeira de Laminação	2-8
3 - ANÁLISE DINÂMICA DO ACIONAMENTO DE UMA CADEIRA DE LAMINAÇÃO	
3.1 Transientes Dinâmicos numa Cadeira e suas Causas	3-1
3.2 Modelo Dinâmico do Acionamento de uma Cadeira	3-3
3.2.1 Rigidez Torcional e Folgas	3-5
3.2.2 Torque de Carregamento nos Cilindros	3-7
3.2.3 Curva de Reação do Motor Elétrico	3-9
3.2.4 O Programa de Simulação	3-9
3.3 Amplificações de Torque no Sistema - Simulações	3-10
3.3.1 Primeira Série de Simulações	3-11
3.3.2 Segunda Série de Simulações	3-13
3.3.3 Terceira Série de Simulações	3-14
3.4 Conclusões sobre os Resultados das Simulações	3-17
4 - PRIMEIRO MODELO DO TORQUE ATUANTE NOS ROLOS DURANTE A ENTRADA DA PLACA - PRESSÃO CONSTANTE	
4.1 Ângulo de Ataque e Condição de Entrada	4-1
4.2 As Zonas de Escorregamento - Ângulo Neutro	4-2

4.3	Forças Envolvidas Durante a Entrada do Material -	
	Formulação Geral	4-4
4.4	Relações Geométricas	4-7
4.5	Primeiro Modelo - Pressão de Laminação Constante	4-9
4.6	Simulações	4-12
	4.6.1 Primeira Série de Simulações	4-12
	4.6.2 Segunda Série de Simulações	4-14
5	SEGUNDO MODELO DO TORQUE ATUANTE NOS ROLOS DURANTE A ENTRADA DA PLACA - DISTRIBUIÇÃO DE PRESSÃO SEGUNDO Von KÁRMAN	
5.1	Tensões Tangenciais no Arco de Contato	5-1
5.2	Equação de Von Karman para Distribuição de Pressão ..	5-3
5.3	Segundo Modelo Dinâmico	5-12
5.4	Simulações	5-13
	5.4.1 Primeira Série de Simulações	5-14
	5.4.2 Segunda Série de Simulações	5-18
5.5	Considerações sobre os dois Modelos,...	5-21
6	SIMULAÇÃO DINÂMICA DO ACIONAMENTO DE UMA CADEIRA DE LAMINAÇÃO UTILIZANDO OS MODELOS DESENVOLVIDOS DE CARREGAMENTO NOS CILINDROS	
6.1	Modelo Dinâmico do Acionamento da Cadeira	6-1
	6.1.1 Folgas no Acionamento	6-3
	6.1.2 Torque de Carregamento nos Cilindros	6-3
	6.1.3 O Programa de Simulação	6-5
6.2	Amplificações de Torque no Sistema - Simulações	6-6
6.3	Conclusões sobre os Resultados das Simulações	6-7

7 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

7.1 Conclusões 7-1
7.2 Sugestões para Trabalhos Futuros 7-2

BIBLIOGRAFIA

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1:	Arranjos típicos de rolos para laminadores	2-3
Figura 2.2:	Tipos de cilindros de laminação	2-4
Figura 2.3:	Ilustração de uma linha de produção de laminação	2-6
Figura 2.4:	Cadeira de laminação típica	2-8
Figura 2.5:	Acoplamento do tipo trevo	2-9
Figura 2.6:	Acoplamento flexível	2-10
Figura 2.7:	Acoplamento tipo junta semi-universal	2-11
Figura 2.8:	Acoplamento de engrenagens	2-12
Figura 3.1:	Tipos de torques de carregamentos	3-2
Figura 3.2:	(a) Desenho esquemático do laminador com seus elementos típicos, (b) modelo discretizado mostrando as inércias, amortecimentos e rigidez	3-4
Figura 3.3:	Torque aplicado pela seção i na seção j vs. deslocamento angular relativo entre i e j	3-6
Figura 3.4:	Torque de excitação	3-7
Figura 3.5:	Curva de reação do motor elétrico	3-9
Figura 3.6:	Resultados da primeira série de simulações	3-11
Figura 3.7:	Diagrama de barras mostrando os valores de TAF para as diversas formas de funções de carrega- mento da primeira série	3-12
Figura 3.8:	Resultados da segunda série de simulações	3-13
Figura 3.9:	Diagrama de barras mostrando os valores de TAF para as diversas formas de funções de carrega- mento da segunda série	3-14
Figura 3.10:	Variação do TAF na seção 2-3 para rampas com diversas inclinações	3-15
Figura 3.11:	Diagrama de barras mostradno o valor do TAF na	

	seção 2-3 para várias inclinações de rampa	3-16
Figura 3.12:	Simulação do torque dinâmico na seção 2-3	3-17
Figura 4.1:	Forças atuantes no metal no instante da mordida	4-1
Figura 4.2:	Zona neutra	4-3
Figura 4.3:	Forças de contato	4-5
Figura 4.4:	Relações Geométricas	4-7
Figura 4.5:	Torque gerado num cilindro de laminação durante a entrada da placa para velocidades iniciais de 2 m/s, 3 m/s, 4 m/s	4-12
Figura 4.6:	Velocidade da placa durante a mordida para velocidades iniciais de 2 m/s, 3 m/s, 4 m/s	4-13
Figura 4.7:	Torque gerado num cilindro de laminação durante a entrada da placa para velocidades iniciais de 6 m/s, 7 m/s, 8 m/s	4-15
Figura 4.8:	Velocidade da placa durante a mordida para velocidades iniciais de 6 m/s, 7 m/s, 8 m/s	4-16
Figura 5.1:	Ilustração da mudança do estado de tensão numa certa área da zona de deformação para diferentes posições da face frontal da placa	5-1
Figura 5.2:	Tensões elementares atuando num elemento da placa situado na zona de escorregamento à ré ...	5-2
Figura 5.3:	Tensão na placa devido a aceleração a que está sujeita	5-9
Figura 5.4:	Torque gerado num cilindro de laminação durante a entrada da placa para velocidades iniciais de 2 m/s, 3 m/s, 4 m/s	5-14
Figura 5.5:	Velocidade da placa durante a mordida para velocidades iniciais de 2 m/s, 3 m/s, 4 m/s	5-15
Figura 5.6:	Distribuição de pressão durante o tempo de	

	entrada para velocidades iniciais da placa de 2 m/s, 3 m/s, 4 m/s	5-16
Figura 5.7:	Distribuição de pressão ao longo do arco de contato para velocidades iniciais da placa de 2 m/s, 3 m/s, 4 m/s	5-17
Figura 5.8:	Comparação dos torque gerados num cilindro de laminação durante a entrada da placa para velocidades iniciais de 2 m/s, 3 m/s, 4 m/s, determinados pelo primeiro e segundo modelo	5-18
Figura 5.9:	Comparação dos torques gerados num cilindro de laminação durante a entrada da placa para velocidades iniciais de 6 m/s, 7 m/s, 8 m/s, determinados pelo primeiro e segundo modelo	5-19
Figura 5.10:	Comparação da evolução das velocidades da placa durante a entrada, para velocidades iniciais de 6 m/s, 7 m/s, 8 m/s determinadas pelo primeiro e segundo modelo	5-20
Figura 6.1:	(a) Desenho esquemático do laminador com seus elementos típicos, (b) modelo discretizado mostrando as inércias e rigidez	6-1
Figura 6.2:	TAF na seção 1-2 vs. o n.º da velocidade inicial da placa com caso de folgas da Tabela 6.2	6-6

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1:	Valores das inércias, amortecimentos e rigidez do modelo discretizado	3-5
Tabela 3.2:	Casos de folgas considerados nas simulações	3-7
Tabela 3.3:	Primeira série de funções	3-8
Tabela 3.4:	Segunda série de funções	3-8
Tabela 6.1:	Valores das inércias e rigidez do modelo discretizado	6-2
Tabela 6.2:	Folgas consideradas nas simulações	6-3
Tabela 6.3:	Velocidades de aproximação utilizadas nas simulações	6-4
Tabela 6.4:	Casos de massas da placa consideradas nas simulações	6-5

LISTA DE SÍMBOLOS

Procurou-se adotar a mesma nomenclatura comumente encontrada nas referências bibliográficas, bem como evitar a repetição dos nomes das variáveis. Quando não for possível ou natural proceder desta maneira, o significado do nome repetido será claramente definido no texto.

Sub-índices:

- o : designa grandezas relacionadas à parte da placa situada antes do plano de entrada dos cilindros de laminação
- i : designa grandezas relacionadas à parte da placa situada depois do plano de saída dos cilindros de laminação
- x : designa variáveis que são função da posição dentro da zona de deformação, medida a partir do plano de entrada
- r : quando acrescentada ao sub-índice x designa a região de escorregamento à ré
- v : idem para escorregamento à vante

T^a - torque

t - tempo

$[J]$ - matriz de inércia

I_i - elementos da matriz de inércia

$[C]$ - matriz de amortecimento

$C_{i,j}$ - elementos da matriz de amortecimento

$[\bar{C}]$ - matriz de amortecimento modificada devido à presença de folgas

$[K]$ - matriz de rigidez

$K_{i,j}$ - elemento da matriz de rigidez

$[\bar{K}]$ - matriz de rigidez modificada devido à presença de folgas
 $\{F(t)\}$ - vetor de forças externas aplicadas ao sistema
 $\{\theta\}$ - vetor de posição angular
 $\{\dot{\theta}\}$ - vetor de velocidade angular
 $\{\ddot{\theta}\}$ - vetor de aceleração angular
 $\Delta\theta$ - folga
 ω - frequência natural torcional
 p - pressão de laminação
 p_r - pressão radial
 p_x - componente vertical da pressão radial
 τ - tensão tangencial
 T - força tangencial (resultante das tensões tangenciais)
 T_x - componente horizontal da força tangencial
 T_y - componente vertical da força tangencial
 N_x - componente horizontal da força normal
 N_y - componente vertical da força normal
 σ - tensão
 σ_o - tensão de escoamento do material
 τ_o - tensão de cisalhamento de escoamento do material
 ϵ - deformação
 x - posição, velocidade e aceleração da placa
 m - massa da placa
 μ - coeficiente de atrito
 r - raio do cilindro
 B - largura da placa
 α - ângulo medido a partir do plano de entrada
 α_o - ângulo de ataque
 γ_n - ângulo neutro

RESUMO

Neste trabalho é apresentada uma análise da dinâmica torcional do acionamento de cadeiras de laminação, levando em consideração folgas (do tipo "backlash") ao longo da cadeia cinemática.

Inicialmente é feito um estudo mostrando a influência da função de carregamento nos cilindros nas amplificações de torque que surgem no sistema.

A seguir, são propostos dois modelos de carregamento de torque nos cilindros provocada pela entrada da placa. O primeiro é desenvolvido admitindo distribuição de pressão constante ao longo do arco de contato e o segundo com uma distribuição de pressão de acordo com a equação de von Kármán.

Esses modelos contemplam o efeito da velocidade de aproximação da placa relativa aos cilindros de laminação no instante da mordida.

Na parte final do trabalho são apresentados resultados de simulações da dinâmica do acionamento de um laminador, utilizando os modelos desenvolvidos como função de excitação nos cilindros. A influência da velocidade de aproximação da placa na amplificação de torque no sistema de acionamento é analisada.

ABSTRACT

The subject of this study is the transient analysis of torcional dynamics applied to rolling mill drivers, considering backlash clearance along the kinematics chain.

Initially, the effect of different excitation function shapes as applied to the working rolls related to the torque amplification factor (TAF) is investigated.

Two models to simulate the loading torque in the working rolls due to the grip of the plate by the rolls are proposed. The first one is developed assuming a uniform pressure distribution along the arc of contact and the second model assuming the pressure distribution according to von Kármán equation.

These models consider the effect of relative speed between the plate and cylinder during the grip.

Finally the study shows the results of simulations considering the models developed as excitation functions.

The influence of plate relative speed on TAF is analysed.

1 - INTRODUÇÃO

1.1 Descrição Geral do Problema

O sistema de acionamento mecânico de cadeiras de laminação é frequentemente solicitado dinamicamente, devido ao transiente torcional provocado pela entrada do material a ser laminado nos cilindros de laminação. O movimento vibratório torcional resultante pode gerar problemas nos elementos que compõem o acionamento (motores, eixos, acoplamentos e engrenamentos) tais como: fadiga (agravada em situações de ressonância), desgaste e tensões elevadas.

A magnitude dessas sobre-tensões (ou da amplificação de torque) é função de vários fatores como rigidez, inércia e amortecimento do sistema torcional, características da carga aplicada, da resposta não linear do sistema devido à presença de folgas (que agravam o problema pois produzem choques localizados) nos acoplamentos e engrenamentos do acionamento.

Usualmente a amplificação de torque é definida e quantificada como sendo o quociente entre o pico de torque numa determinada seção do sistema e o torque de regime. Esse quociente será denominado neste trabalho de TAF (do inglês "Torque Amplification Factor") para manter a notação internacionalmente utilizada.

Esse problema tem sido motivo de preocupação e investigação de várias empresas de siderurgia tanto nacionais (COSIPA, CSN, USIMINAS, MANESMANN) como estrangeiras conforme referências [14,15,16,17,18,19,20,21,23,24,25].

O projeto desse tipo de máquina não pode ser feito levando em consideração apenas as cargas estáticas, mas também as dinâmicas.

Diante disso, faz-se necessário um estudo do comportamento dinâmico desse tipo de sistema, pois os encontrados na bibliografia são poucos (como ver-se-á a seguir) e mais em caráter corretivo do que preventivo, geralmente realizados por engenheiros de siderúrgicas, devido a problemas encontrados na operação de cadeiras de laminação.

Pode-se estudar o problema do TAF através de uma análise linear simples [13, 16,17] ou com simulações computacionais de um modelo dinâmico do acionamento. Esse modelo pode ser linear [25,23] ou levar em conta as folgas nos engrenamentos e acoplamentos [14, 15, 18, 21, 37]. A função de excitação usualmente utilizada para descrever o fenômeno da mordida tem sido degrau de torque, embora investigações preliminares revelaram sua deficiência [14, 15, 18, 21, 25, 37].

Outra maneira de se abordar o problema é através da análise de dados experimentais da resposta do acionamento, obtidos por meio da instrumentação do sistema [14, 15, 18, 21, 37].

1.2 Metodologia e Objetivo

O presente trabalho trata inicialmente da sensibilidade da resposta de uma cadeira de laminação, com folgas ao longo da sua cadeia cinemática, à várias formas de funções de excitação (tais como pulso, degrau, rampa), que representam possíveis carregamentos torcionais nos rolos de laminação durante a entrada do material.

Com a constatação de que a resposta do sistema está relacionada com o tipo de função de excitação estuda-se os fenômenos dinâmicos da mordida e a função que descreve a entrada do material nos

cilindros de trabalho tendo em vista a resposta dinâmica do sistema. São apresentados dois modelos do torque gerados na entrada do material nos cilindros de laminação.

O primeiro modelo utiliza pressão de laminação uniformemente distribuída ao longo do arco de contato material-cilindro. No segundo é utilizado uma distribuição de pressão não uniforme, baseada na equação de von Kármán.

Os tipos de laminadores em cujos modelos dinâmicos se possam empregar esses dois modelos de torque são limitados àqueles que tenham rolos cilíndricos e processem produtos nos quais, durante a deformação seja admissível a hipótese de estado plano de tensões tais como chapas e placas.

Por último são apresentados resultados de simulações de uma cadeia de laminação obtidos com os modelos de carregamento de torque propostos.

1.3 Revisão Bibliográfica

Observando a literatura sobre o assunto nota-se que os autores são engenheiros de indústrias de transformação.

J. Wright, da Koppers Co., [16,17,24] apresenta um estudo da influência da rigidez do sistema torcional linear (e das frequências naturais) da cadeia no TAF, não levando em consideração possíveis folgas ao longo da cadeia. Pollard [22] também estudou o problema de vibração torcional linear, procurando desenvolver um método de cálculo do TAF quando o sistema torcional é sujeito a torques repentinos. Doughty [27] desenvolve um método para análise de sensibilidade de frequências naturais torcionais com relação às inércias e rigidez do sistema.

Kashay [14,15], da Jones & Laughlin Steel Co. USA, Molnar [17] da Westinghouse Electric Co., Stradford [18] da General Electric Co. e Monaco [20,21] da Steel Company of Canada, apresentam trabalhos na mesma linha, mostrando, principalmente com dados experimentais a importância das folgas internas do sistema no TAF, e a metodologia utilizada na aquisição desses dados. Todos eles também desenvolveram modelos torcionais discretizados para análise computacional do problema. Apesar de reconhecerem a influência da função de excitação na resposta do modelo, apenas Monaco [21] sugere modelos qualitativos da excitação de torque gerado pela entrada do material nos cilindros. Os autores acima mencionados utilizaram de uma forma geral funções do tipo degrau, rampa ou pulso para as simulações computacionais.

Honjyo e Watanabe [24] da Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co. apresentam uma descrição de fatores de processos que afetam também o TAF no sistema, tais como o decréscimo da temperatura do material enquanto está sendo laminado, a velocidade de laminação, o sincronismo deficiente nas velocidades de aproximação material-cilindro, a resposta de carga do motor, o arranjo mecânico da cadeia cinemática, etc. Apesar de apresentar expressões para avaliação de cada um desses fatores, o trabalho omite a dedução e nalgumas delas o significado de certos termos não fica claro.

Devido à importância das folgas no mecanismo do TAF, foi realizado também um levantamento sobre o modelamento de pares engrenados com e sem folga.

Wang e Morse [26] apresentam um modelamento da rigidez dos dentes de pares engrenados de várias configurações, através de matrizes de transferência.

Furrow e Mabie [29] mostram a determinação da rigidez de dentes para análise de deflexão estática de dentes de engrenagens.

Azar e Crossley [28] apresentam o modelamento de rigidez de pares engrenados com folgas, analisando o impacto decorrente, levando em consideração efeito de histerese. Na mesma linha está o trabalho de Magalhães e Zindeluk [22].

Dubowsky [30] e Hunt [35] analisam o efeito de impacto entre corpos e o efeito de histerese decorrentes.

Com relação ao modelamento do torque gerado pela entrada do material, as únicas referências encontradas são o modelo de Monaco [21], e uma descrição qualitativa das forças e fatores envolvidos no fenômeno feitas por Tsilicov [1] e Tarnovskii [8].

Convém mencionar que para um maior entendimento do fenômeno do 'gripping' (entrada do material nos cilindros), um auxílio extremamente útil são os livros que tratam do processo da laminação [1, 4, 6, 7, 8, 11, 12, 31, 32, 33, 34].

2.1 A Laminação de Metais

O processo de deformação plástica dos metais no qual passa entre rolos é conhecido como laminação. É um dos processos de transformação mecânica de metais mais usado, por apresentar uma alta produtividade e um controle dimensional do produto acabado bastante preciso. Na laminação o material é submetido a tensões de compressão elevadas, resultantes da ação de prensamento dos rolos, e a tensões cisalhantes superficiais, resultantes do atrito entre os rolos e o material, e responsáveis pelo tracionamento do metal através dos cilindros de laminação.

A redução ou desbaste inicial dos lingotes em blocos ou tarugos é feita normalmente por laminação a quente, se bem que a tendência atual é substituir essa fase pelo lingotamento contínuo.

Depois dessa fase segue-se a etapa de acabamento com laminação a quente que transforma o tarugo em chapas grossas, chapas finas, vergalhões, barras, tubos, trilhos ou perfis estruturais.

A laminação a frio de metais tem a posição de destaque na indústria de transformação mecânica. A laminação a frio produz chapas finas, fitas e folhas finas de esmerado acabamento superficial, com propriedades mecânicas melhoradas e ao mesmo tempo mantendo um controle dimensional do produto final bastante rigoroso.

A terminologia usada para descrever os produtos laminados não atingiu um consenso geral [5,9]. O produto da primeira redução é chamado de bloco. Geralmente a largura e a espessura do bloco são iguais e a área da seção transversal é maior que 230 cm^2 . Uma

redução posterior por laminação a quente resulta num tarugo.

A seção transversal mínima de um tarugo é de cerca de 3,8 x 3,8 cm. Deve-se notar que na terminologia metalúrgica dos não ferrosos um tarugo é qualquer lingote que tenha sido deformado por laminação a quente, extrudado ou forjado e que pode ser também usado para peças fundidas preparadas para transformação a quente tal como na extrusão.

Uma peça laminada a quente com a área da seção transversal maior que 103 cm² e com uma largura que seja pelo menos tres vezes a espessura é chamada de placa.

Blocos, tarugos e placas são conhecidos como produtos semi-acabados porque serão posteriormente transformados em outros produtos.

A diferenciação entre chapa e folha é determinada pela espessura do produto. Em geral uma chapa tem uma espessura maior que 0,8 cm, embora haja exceções para este limite, dependendo da largura. As folhas (algumas vezes chamadas de chapas finas) e as tiras laminadas são produtos laminados que têm uma espessura menor que 0,8 cm. Em geral a denominação "tiras" é dada aos produtos laminados com uma largura menor que 61 cm, enquanto as folhas referem-se a produtos com larguras maiores.

2.2 Laminadores

Um laminador consiste basicamente em rolos laminadores, mancais, uma carcaça chamada de gaiola para fixar essas partes, e um motor para fornecer potência aos rolos e controlar a velocidade de rotação.

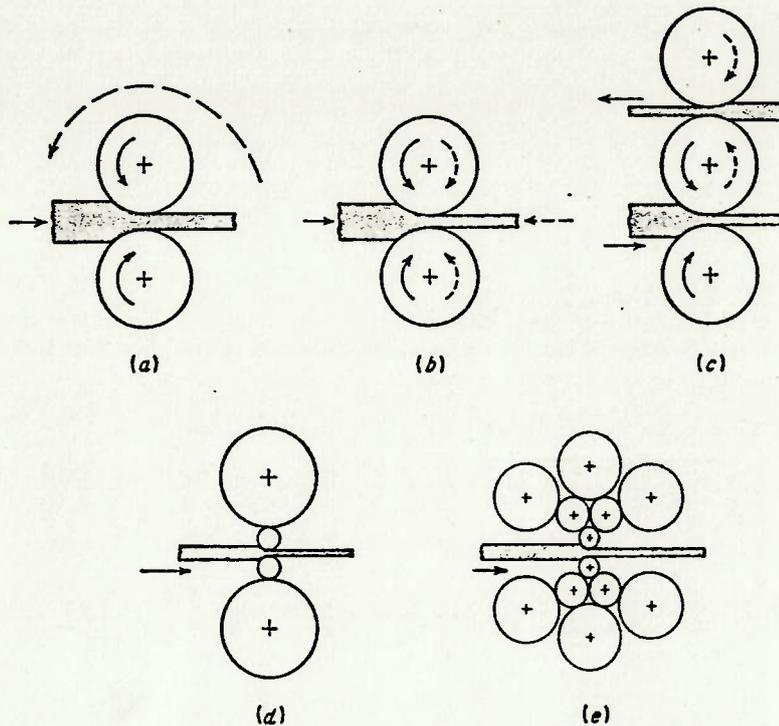


FIGURA 2.1 Arranjos típicos de rolos para laminadores:
 (a) Laminador duo; (b) laminador duo reversível;
 (c) laminador trio; (d) laminador quádruo; (e) lami-
 nador agrupado [5].

Os laminadores podem ser convenientemente classificados com respeito ao número e à disposição dos cilindros, como indica a Fig. (2.1).

No laminador duo não reversível o material passa apenas em uma direção. O material pode ser passado de volta por cima dos cilindros, mas isto é lento, ou pode passar através de uma série de cilindros para reduções sucessivas.

O segundo método é mais rápido mas exige maior investimento em equipamento. O material pode passar para frente e para trás através de um laminador duo reversível para reduções sucessivas, mas potência extra é exigida a fim de vencer a inércia na reversão rápida dos cilindros. Mesmo assim, algum tempo é perdido entre os

passos. O material pode ser passado entre os dois cilindros inferiores de um laminador trio e a seguir é elevado por um elevador e passado de volta entre os dois cilindros de cima.

Grandes cilindros de suporte apoiam os pequenos cilindros de trabalho em laminadores quádruplos e em laminadores agrupados.

Os cilindros pequenos são fracos por si próprios, mas são mais baratos de substituir à medida que se desgastam, fazem contacto com o material em área menor, são sujeitos a menores forças de separação, e exigem menos potência do que cilindros grandes.

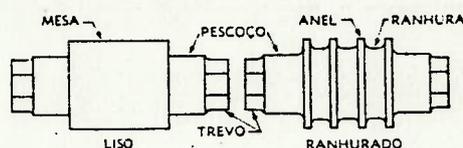


FIGURA 2.2 Tipos de cilindros de laminação (9).

2.2.1 Rolos de Laminação

Cilindros lisos, como mostrados na Fig. (2.2), servem para seções planas e cilindros com caneluras servem para barras e perfis.

Na maioria dos casos os cilindros são feitos de ferro fundido ou de aço fundido ou forjado.

As dimensões e as propriedades de cada cilindro devem ser selecionadas para condições ótimas de dureza, resistência ao desgaste, resistência a tração, rigidez, e resistência ao impacto.

Cilindros de ferro fundido coquilhado são duros, mas têm altas tensões residuais. A resistência a tração, a rigidez e a tenacidade podem ser obtidas em cilindros de aço, particularmente

de aços ligas, à custa do preço. Materiais mais resistentes tornam possível cilindros menores com suas vantagens inerentes. O material de um cilindro não deve ter afinidade pelo material a ser trabalhado. Os cilindros para laminação a quente são comumente ásperos, e mesmo entalhados, para morder o material, mas cilindros para laminação a frio têm um alto acabamento, para dar bom acabamento superficial ao material.

2.2.2 Cadeiras de Acabamento

Cada laminador é projetado e operado para uma gama limitada de produtos. Por exemplo, um grande laminador para laminar pedaços grandes de aço com grande área de seção transversal não é econômico para laminar pequenas peças de pequena área de seção transversal. Até mesmo a troca de cilindros pode ser dispendioso, pois supõe a interrupção do processo. Assim numa usina encontram-se laminadores de desbaste e acabamento.

Para produção em larga escala normalmente instalam-se uma série de laminadores em cascata, formando assim um trem de laminação. Cada grupo de rolos é chamado de cadeira de laminação. Uma vez que em cada cadeira tem-se uma redução diferente, a placa movimenta-se com velocidades distintas em cada estágio da laminação. A velocidade de cada cadeira está sincronizada de maneira que cada cadeira sucessiva pegue a tira com uma velocidade igual à velocidade de saída da cadeira precedente.

A seguir é dado uma suscinta descrição de um trem de laminação.

Após ser fundido o metal é vazado, adquirindo uma forma que é chamado lingote, mantido e aquecido em um forno poço, a fim de adquirir uma temperatura uniforme.

A primeira operação de transformação a quente para a maioria dos produtos siderúrgicos é feita no laminador primário de desbaste, algumas vezes conhecido como laminador de blocos ou laminador desbastador de lingotes. Esses laminadores são geralmente do tipo duo-reversível com 24 a 54 polegadas de diâmetro.

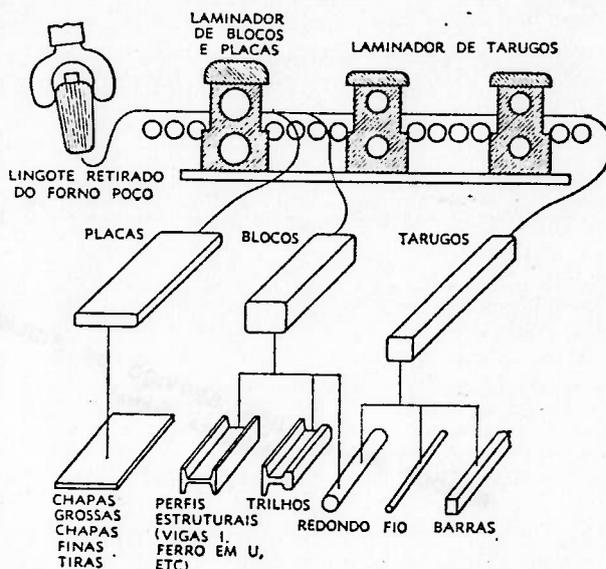


FIGURA 2.3 Ilustração de uma linha de produção de laminação (9).

O objetivo desta operação é transformar os lingotes fundidos em blocos ou placas para o subsequente acabamento em barras, chapas ou folhas. O material é girado de 90° , entre as reduções fortes a fim de que ele seja trabalhado uniformemente em todos os lados. Um laminador reversível primário tem uma capacidade de produção relativamente baixa uma vez que a peça que está sendo desbastada tem que passar ida e volta cerca de 10 a 20 vezes.

Quando a obtenção de uma alta taxa de produção se torna um fator primordial a ser atingido, o passe para esquadriñar (na laminação a quente de lingotes ocorre uma apreciável expansão da

largura do lingote e assim são necessários passes com giro de 90° para obter a largura desejada) pode ser eliminado com o uso de um laminador universal.

Esse tipo de laminador é composto essencialmente por dois laminadores conjugados, um com dois rolos de grande diâmetro no sentido horizontal e o outro com dois rolos verticais que controlam a largura ao mesmo tempo que a espessura é reduzida pelos cilindros horizontais.

Como já mencionado, a produção de placas por laminação a quente a partir de lingotes pode ser eliminada pelo uso do lingotamento contínuo para produzir a placa diretamente do aço fundido.

As chapas grossas são produzidas por laminação a quente a partir de placas reaquecidas ou diretamente a partir dos lingotes.

A produção de fitas e folhas é feita a partir da placa reaquecida que primeiro passa por um laminador para soltar a carepa, depois através de um trem de desbaste intermediário de 4 laminadores quádruplos e a seguir num trem de acabamento de 8 laminadores quádruplos. Neste caso a largura do produto é a mesma da placa original.

Após a última cadeira de acabamento pode haver tanto uma tesoura para cortar a tira no sentido do comprimento como uma bobinadeira para produção de tiras longas.

A Fig. (2.3) mostra resumidamente uma linha de produção de perfis, barras, etc.

2.3 Principais Componentes do Acionamento de uma Cadeira de Laminação

A figura 2.4 mostra um esquema onde estão representados os principais componentes do acionamento de uma cadeira de laminação típica.

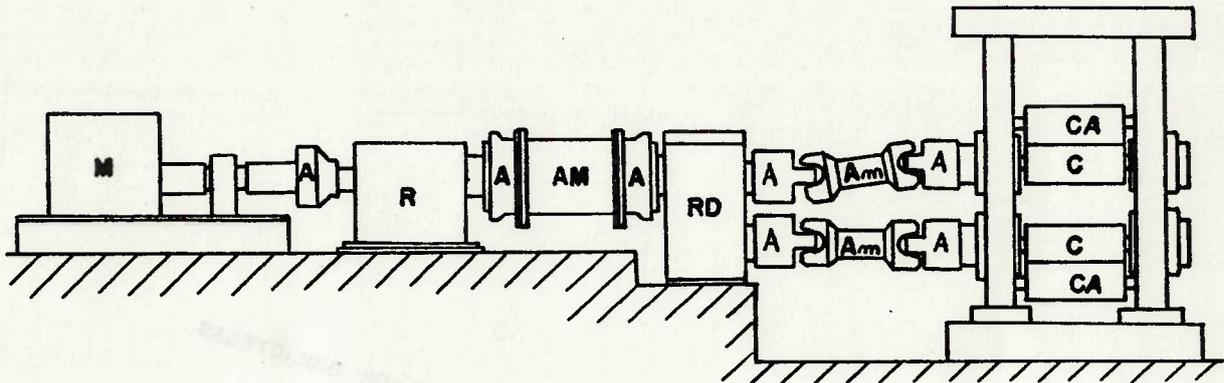


FIGURA 2.4 Cadeira de laminação típica, onde: M - motor elétrico
R - redutor, RD - Redutor-distribuidor, A - Acoplamentos,
C - cilindros, AM - Alonga Maior, Am - Alongas menores, CA - cilindros de apoio.

Dos componentes mostrados na Figura (2.4), merecem maiores comentários os diversos tipos de acoplamentos utilizados e os engrenamentos-redutores, por apresentarem um fator importante no estudo das amplificações de torque no sistema: folgas do tipo "backlash".

Os principais tipos de acoplamentos utilizados para transmissão são:

- a) Acoplamentos Rígidos (geralmente do tipo flange)

Utilizados para conectar o motor com a alonga maior e as diversas partes de que se pode compor essa alonga. Devido à sua rigidez é necessário empregar-se mancais de apoio, para garantir o alinhamento do eixo. Um outro tipo de acoplamento rígido utilizado na união cilindro-alonga menor é o do tipo trevo, apresentado na Figura (2.5).

Tanto os acoplamentos do tipo trevo ou flange são fabricados com uma certa folga (tolerância nos encaixes ou furos) que tendem a aumentar com o uso, devido ao desgaste e deformação plástica.

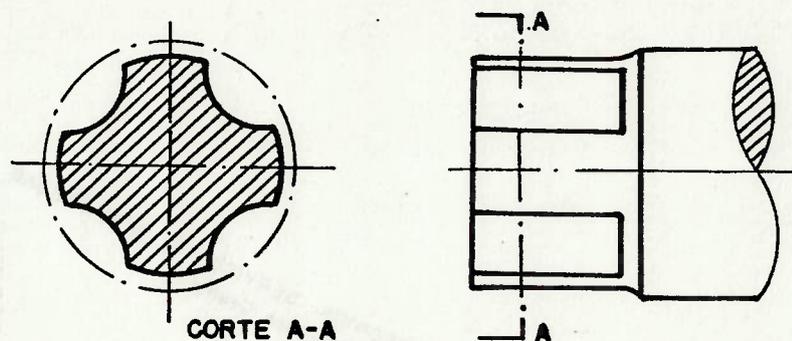


FIGURA 2.3: Acoplamento do tipo Trevo

b) Acoplamento Flexível

Esse tipo de acoplamento protege o sistema contra choques e ao mesmo tempo proporciona uma certa compensação de alinhamento. Na prática não é muito utilizado devido à dificuldade de fabricação, sendo preterido pelos acoplamentos autocompensados.

A Figura (2.8) mostra um exemplo de um acoplamento flexível do tipo serpentina.

Esse acoplamento consta de dois discos dentados nos extremos dos eixos a serem acoplados que são unidos pela tira serpenteante de aço.

Normalmente a característica elástica desse acoplamento é não linear de tal maneira que quanto maior a deformação, maior torna-se a rigidez de mola, o que acarreta uma relação não linear entre o torque transmitido e o ângulo de torção. Essa não linearidade afeta o comportamento dinâmico do acionamento, possibilitando uma diminuição das amplificações de torque no transiente.

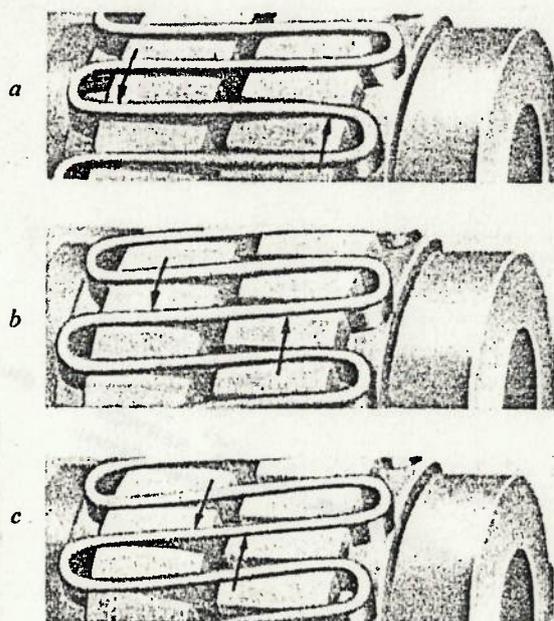


FIGURA 2.6 Acoplamento flexível mostrando a deformação da tira com: (a) carga nominal, (b) sobre carga, (c) carga de impacto. [33]

c) Acoplamentos Autocompensantes

Podem ser do tipo de engrenagens, junta universal, junta semi-universal. Esse tipo de acoplamento permite pequenos desalinhamentos das partes conectadas. São os mais utilizados atualmente, principalmente o do tipo de engrenagem. A Figura (2.7) mostra a junta semi-universal, que permite uma inclinação do eixo na

ordem de 8° - 10° . Esse tipo de junta é utilizado no acoplamento das duas pontas da alonga menor. Esta junta também pode apresentar folgas na junção pino-furo, devido ao desgaste dos dois.

A Figura 2.8(a) mostra um acoplamento do tipo de engrenagens, e a Figura 2.8(b) mostra com maior detalhe o engrenamento e a folga que pode surgir nesse tipo de acoplamento.

A Figura 2.8(b) serve também para ilustrar a presença de folga nos engrenamentos das caixas redutoras e da caixa redutora-distribuidora.

Deve-se observar que folgas nos engrenamentos são inevitáveis, mas são mantidas dentro de um certo limite na ocasião da fabricação do par engrenado. Com o uso do equipamento, essas folgas tendem a aumentar por desgaste ou deformação plástica.

Há o surgimento de folga devido também ao desalinhamento angular que esse acoplamento permite, pois isso muda os perfis de contato dos dentes.

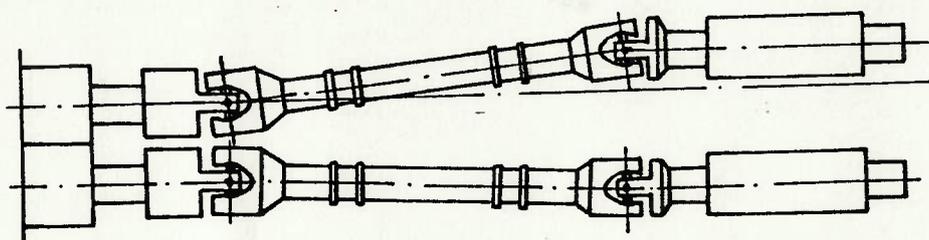


FIGURA 2.7: Acoplamento tipo junta semi-universal

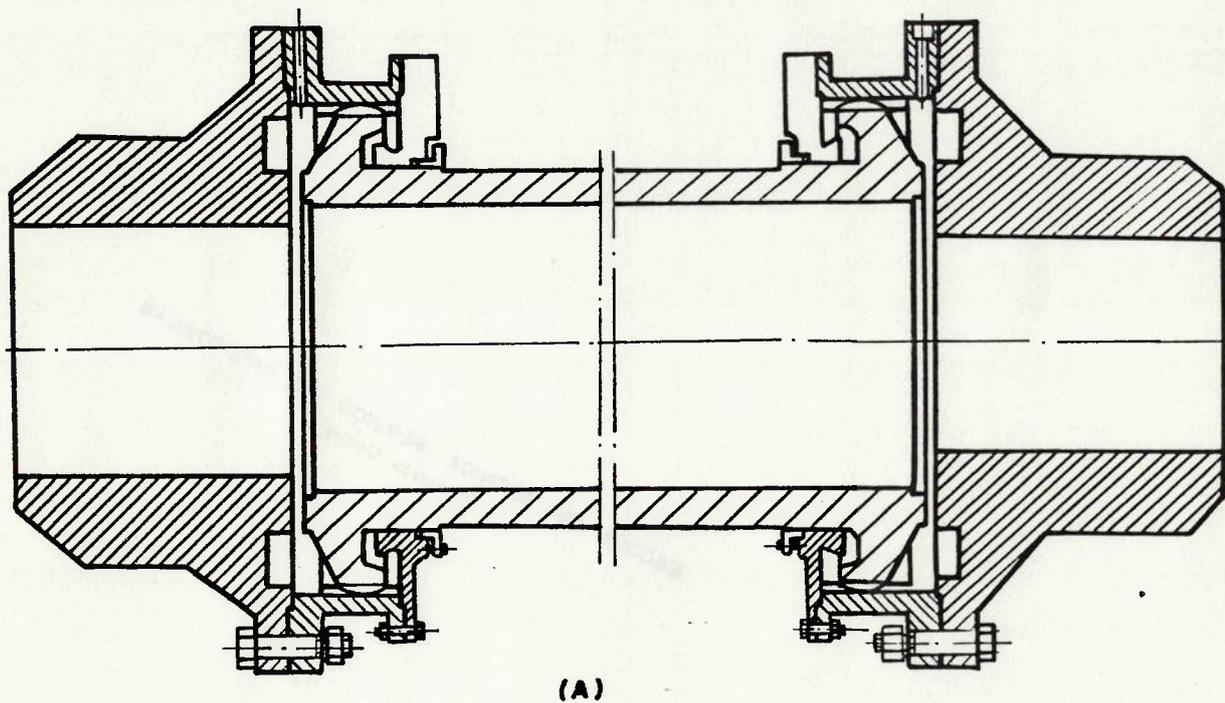
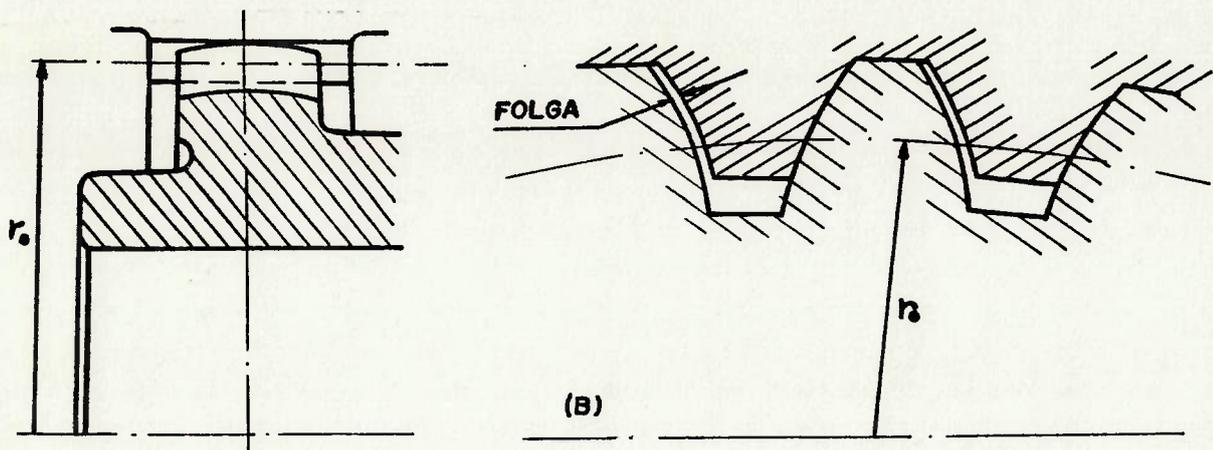


FIGURA 2.8: Acoplamento de engrenagens [33]

3 - ANÁLISE DINÂMICA DO ACIONAMENTO DE UMA CADEIRA DE LAMINAÇÃO

3.1 Transientes Dinâmicos numa Cadeira e suas Causas

Tanto para efeito de projeto de uma cadeira como para prevenção de falhas é necessário o conhecimento do comportamento do sistema não só em regime mas principalmente nos possíveis transientes a que possa estar sujeito.

A entrada de uma placa ou lingote nos cilindros de laminação produz um transiente torcional no sistema que na realidade não é somente decorrência da perturbação de torque nos rolos, ou seja, não é um problema unidimensional.

Dentre os vários fatores (mais ou menos importantes) que influem no transiente torcional pode-se citar:

- presença e localização de folgas ao longo da cadeia cinemática do acionamento;
- o carregamento devido ao torque gerado pela entrada da placa nos cilindros;
- o "estufamento" da gaiola produzido pela entrada do material nos cilindros, que produz um aumento na distância entre cilindros e, portanto, um alívio na pressão de laminação, efeito esse que também pode ser causado por folgas nos mancais dos rolos;
- a deformação dos cilindros devido às forças de laminação, se bem que isso pode ser minimizado pelos rolos de encosto;
- forças que os roletes de transporte aplicam no material a ser laminado;
- deficiência de sincronismo entre a velocidade periférica dos rolos e a velocidade de aproximação do material, que pode ser

causada tanto pela defasagem da velocidade de aproximação da placa quanto pela defasagem da velocidade periférica dos cilindros nas cadeiras sucessivamente posteriores da linha de passe. Como a placa sai de uma cadeira com velocidade maior do que entra, as cadeiras seguintes devem estar sincronizadas com essa velocidade;

- distribuição desigual do torque entre os dois cilindros que pode ser causado por vários fatores, como por exemplo: diferença de temperatura entre a superfície superior e inferior do material, ângulo de ataque diferente entre os cilindros.

Dentre todos fatores os dois primeiros são os mais importantes, e serão objeto de análise nesse trabalho.

Tanto na bibliografia [14-21,23-25], como nos resultados de simulações apresentadas neste trabalho, verifica-se que a presença de folgas nos acoplamentos e engrenamentos, eleva sobremaneira os valores do TAF.

Para uma previsão mais realista da resposta do sistema e principalmente do TAF que surge devido aos transientes, faz-se necessário o conhecimento do torque produzido pela entrada da placa nos rolos.

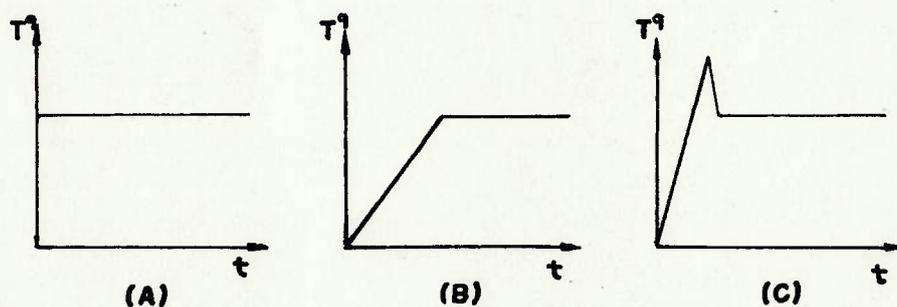


FIGURA 3.1: Tipos de torques de carregamentos:

(a) degrau, (b) rampa, (c) pulso.

Na literatura acima mencionada, os modelos dinâmicos de

laminadores são simulados com torques de carregamento do tipo rampa, degrau ou pulso (Fig. 3.1). A escolha dessas funções de excitação se deve a uma tentativa de descrever o torque de excitação com maior simplicidade. O lingote ou placa pode ter sua face frontal com uma forma mais arredondada, o que leva a um preenchimento mais suave da região de deformação, principalmente se a placa se aproxima com uma velocidade menor que a do cilindro. Isso pode ser representado, a grosso modo pela função rampa. Por outro lado, se a placa se aproxima com uma velocidade maior ocorre um choque com os cilindros de laminação que aproxima-se a grosso modo de uma função pulso ou degrau.

Com a finalidade de evidenciar o fato de que o comportamento dinâmico do sistema (e portanto o TAF) depende do tipo de função de excitação foi realizado uma série de simulações com um modelo de laminador obtido de [14].

3.2 Modelo Dinâmico do Acionamento de uma Cadeira

O acionamento do laminador foi modelado como uma série de estações com inércias concentradas conectadas por molas torcionais e amortecedores do tipo viscoso sem massa, conforme Fig. 3.2. As equações de movimento na forma matricial são:

$$[J] \langle \ddot{\theta} \rangle + [\bar{C}] \langle \dot{\theta} \rangle + [\bar{K}] \langle \theta \rangle = \langle F(t) \rangle \quad (3.1)$$

onde:

$\langle F(t) \rangle$ = vetor de torques externos

$[J]$ = matriz de inércia

$[\bar{C}]$ = matriz de amortecimento (modificada pela presença de folga)

$[\bar{K}]$ = matriz de rigidez (modificada pela presença de folga)

$\langle \theta \rangle$ = vetor de deslocamentos angulares de cada estação

O modelo obtido de [14] mostrado na Fig. 3.2, é o de um laminador de tiras a quente de dois motores de 4500 HP cada um, sem redução ao longo da linha de transmissão dos rolos de laminação, e com rotação de regime de 120/200 rpm, com um torque de regime de 159789 Nm.

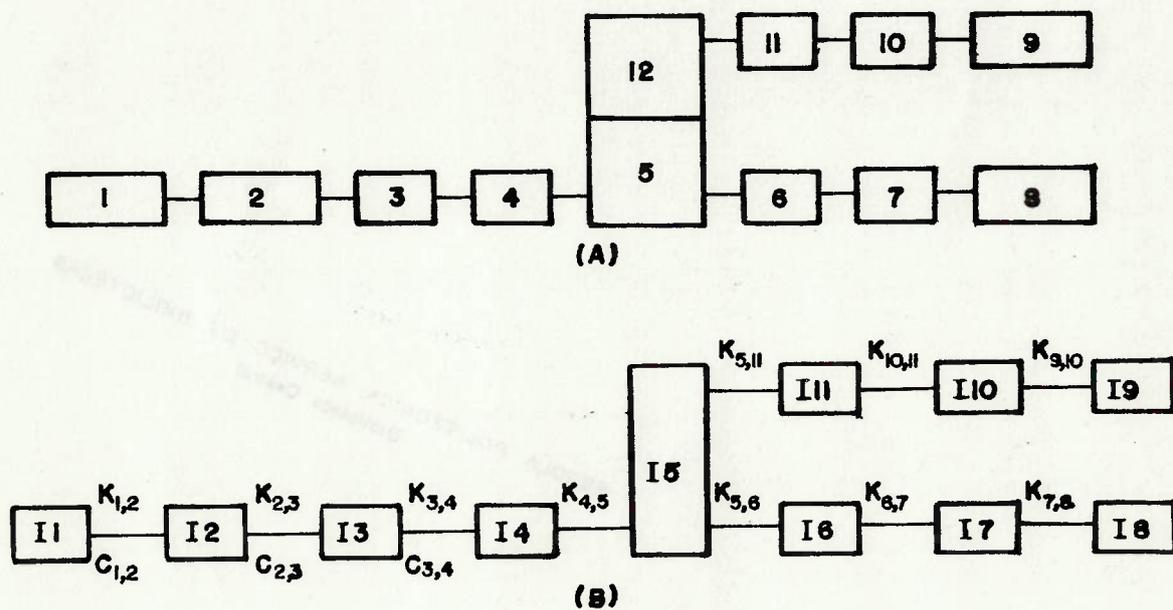


FIGURA 3.2: (a) Desenho esquemático do laminador com seus elementos típicos, onde: 1 e 2 - motores elétricos, 3, 4, 6, 7, 10 e 11 - acoplamentos, 5 e 12 - engrenagem de distribuição, 8 e 9 - cilindros de laminação; (b) modelo discretizado mostrando as inércias (I), amortecimentos (C) e rigidez (K).

TABELA 3.1: Valores das inércias, amortecimentos e rigidez do modelo discretizado.

N.º da estação	Inércias (CN m s ² /rd)	Rigidez (CN m/rd) x 10 ⁹	Amortecimento (CN m s/rd) x 10 ⁶
01	22182.	0,1572	0,1320
02	22182.	0,1766	0,1660
03	442.	0,0554	0,1380
04	442.	0,1200	
05	930.	0,2940	
06	69.	0,0831	
07	95.	0,2010	
08	2925.		
09	2925.	0,2010	
10	95.	0,0831	
11	69.	K _{5,11} = 0,5000	

Obtendo os autovalores do autoproblema $[K]\langle\Phi\rangle = \lambda[M]\langle\Phi\rangle$, onde $[K]$ e $[M]$ são as matrizes de inércia e rigidez do modelo na forma linear (sem folgas) e $\langle\Phi\rangle$ e λ são respectivamente os autovetores e autovalores, determinam-se as frequências naturais torcionais desse laminador que são (em Hz):

$$\omega_1 = 9.99, \omega_2 = 19.38, \omega_3 = 20.77, \omega_4 = 52.50, \omega_5 = 102.65, \omega_6 = 126.19, \\ \omega_7 = 262.15, \omega_8 = 271.41, \omega_9 = 390.64, \omega_{10} = 480.78.$$

3.2.1 Rigidez Torcional e Folgas

A existência de folgas no sistema implica que sob uma certa faixa de deslocamentos angulares relativos entre duas inércias, o

torque não será transmitido. É importante levar-se em conta essas folgas, pois elas acarretam impactos localizados que podem aumentar (e de fato aumentam mais ainda, como ver-se-á mais adiante) o TAF no sistema.

No modelamento dessas folgas pode-se levar em conta vários fatores [22, 26, 29, 28, 30, 35] tais como a rigidez, amortecimento e histerese das partes envolvidas.

O modelo utilizado nesse trabalho supõe que não há deformação nos contatos e regiões adjacentes. A Fig. 3.1 mostra o torque vs. deslocamento angular numa seção com e sem folgas.

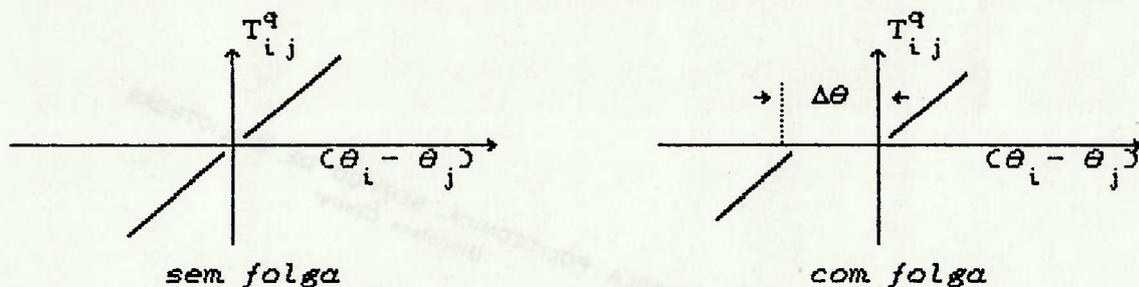


FIGURA 3.3: Torque aplicado pela seção i na seção j vs. deslocamento angular relativo entre as seções i e j .

O torque entre duas seções com folga é:

$$T_{i-j}^q = \bar{K}_{i-j} (\theta_i - \theta_j) \quad (3.2a)$$

onde

$$\bar{K}_{i-j} = K_{i-j}, \quad (\theta_i - \theta_j) \geq 0 \quad (3.4b)$$

$$\bar{K}_{i-j} = 0, \quad -\Delta\theta < (\theta_i - \theta_j) < 0 \quad (3.4c)$$

$$\bar{K}_{i-j} = K_{i-j} \left[1 + \frac{\Delta\theta}{(\theta_i - \theta_j)} \right], \quad (\theta_i - \theta_j) \leq -\Delta\theta \quad (3.4d)$$

e $\Delta\theta$ é a folga em radianos.

Nas simulações foram considerados os casos de folgas mostrados na Tabela 3.2. Os valores das folgas correspondem em ordem de grandeza às encontradas na literatura [19, 20, 36].

TABELA 3.2: Casos de folgas considerados nas simulações.

N.º do caso	Folga na Seção 4-5 (°)	Folga na Seção 7-8 (°)	Folga na Seção 9-10 (°)
01	0.0	0.0	0.0
02	0.5		
03		0.5	0.5
04	0.5	0.5	0.5
05		4.0	4.0
06	0.5	4.0	4.0
07	2.0		
08	2.0	4.0	4.0
09		3.0	5.0
10	2.0	3.0	5.0

3.2.2 Torque de Carregamento nos Cilindros

O torque de excitação utilizado nas simulações é mostrado na Fig. 3.4. É uma função geral que com a variação de quatro parâmetros (t_1 , t_2 , T_1^q , T_2^q) pode-se obter, p. ex., tanto uma função degrau quanto um pulso como rampa.

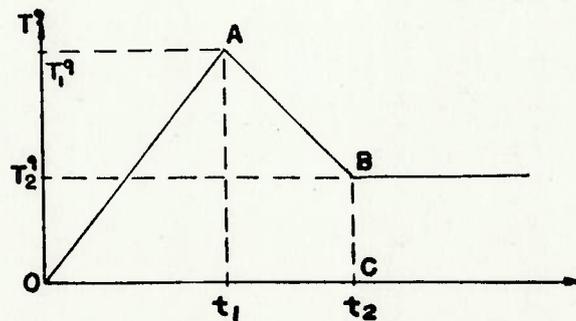


FIGURA 3.4: Torque de excitação

Foram utilizados tres séries de funções de excitação nas simulações.

Nas duas primeiras escolheu-se diversas formas de funções que tivessem uma mesma área OABC sob a curva da Fig. 3.4.

Para a primeira série a área considerada é de 24000 Nms e na segunda 12000 Nms. Os valores dos parâmetros T_1^q (T_2^q igual ao torque de regime), e t_1 ($t_2 = 2 * t_1$) que definem a forma da função são mostrados nas Tabelas 3.3 e 3.4 respectivamente.

Os valores das áreas resultaram da escolha das primeiras formas para a função de excitação em cada uma das séries.

TABELA 3.3: 1.ª série de funções

TZ=Torque de regime

N.º da forma	t_1 (s)	T_1^q ($* T_2^q$)
01	0,005	29,500
02	0,010	14,500
03	0,015	9,500
04	0,020	7,500
05	0,025	5,500
06	0,030	4,500
07	0,035	3,788
08	0,040	3,250
09	0,045	2,833
10	0,050	2,500

TABELA 3.4: 2.ª série de funções

TZ=Torque de regime

N.º da forma	t_1 (s)	T_1^q ($* T_2^q$)
01	0,005	14,500
02	0,01	7,000
03	0,015	4,500
04	0,02	3,250
05	0,025	2,500
06	0,03	2,000
07	0,035	1,843
08	0,04	1,375
09	0,045	1,167
10	0,05	1,000

A terceira série de funções de excitação utilizada compõem-se de funções do tipo rampa, com várias inclinações. Os valores dos parâmetros são: $T_1^q = T_2^q =$ Torque de regime e $t_1 = t_2$, para t_1

variando de 0 a 0,1 segundos com intervalos de 0,01 segundos. No decorrer desse trabalho, a inclinação da rampa será representada pelo valor do parâmetro t_1 .

3.2.3 Curva de Reação do Motor Elétrico

A curva de reação dos motores obtida de [14] é mostrada na Fig. 3.5. Essa curva foi obtida através de medições nos motores e foi utilizada nas simulações.

Convém observar que não é relevante nas simulações (para efeito de estudo do TAF) a utilização dessas curvas de reação pois o instante em que ocorre o valor de TAF para uma dada perturbação de torque nos cilindros é inferior ao tempo de reação do motor.

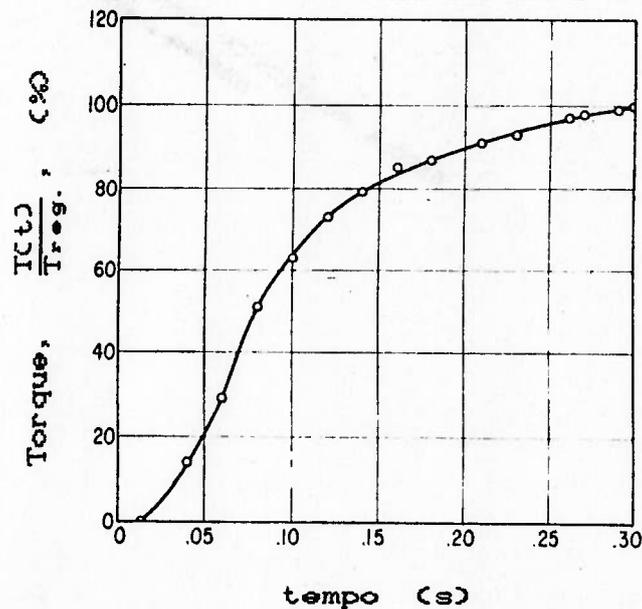


FIGURA 3.5: Curva de reação do motor elétrico

3.2.4 O Programa de Simulação

Com a finalidade de realizar simulações computacionais com o

modelo discretizado elaborou-se um programa para micro-computadores (da linha IBM-PC).

O método numérico utilizado para a integração das equações do movimento é o Runge-Kutta de 4.^a ordem de passo constante.

As condições iniciais da integração são as posições e velocidades angulares de cada estação, e os parâmetros de entrada do programa são as inércias, amortecimentos, rigidez, folgas, e os valores de t_1 , t_2 , T_1^q , T_2^q que determinam o tipo de função de carregamento, mostrada na Fig. 3.4, permitindo simulações tanto para o modelo linear como o não linear.

O programa tem como saída de resultados os valores de TAF nas estações desejadas.

3.3 Amplificações de Torque no Sistema - Simulações

Com a finalidade de se estudar a influência do torque de entrada na dinâmica do sistema com folgas foram feitas tres séries de simulações.

Notou-se, com os resultados obtidos, que o TAF tem valores diferentes ao longo da cadeia do acionamento. Os maiores ocorrem na seção 2-3 (ver Fig. 3.2). A razão disso está em que as maiores inércias do sistema são as dos motores elétricos (dez vezes maior que as segundas maiores inércias, que são as dos cilindros), nos quais a onda de perturbação encontra uma maior resistência para a sua propagação, transformando numa taxa maior que em outras seções energia cinética em potencial.

Diante disso, todos os resultados apresentados a seguir referem-se ao TAF na seção 2-3.

3.3.1 Primeira Série de Simulações

A primeira série de simulações foi realizada utilizando as funções de carregamento mostradas na Tabela 3.3, para todos os casos de folgas mostrados na Tabela 3.2.

A Fig. 3.6 mostra os valores de TAF na seção 2-3 obtidos com essas simulações.

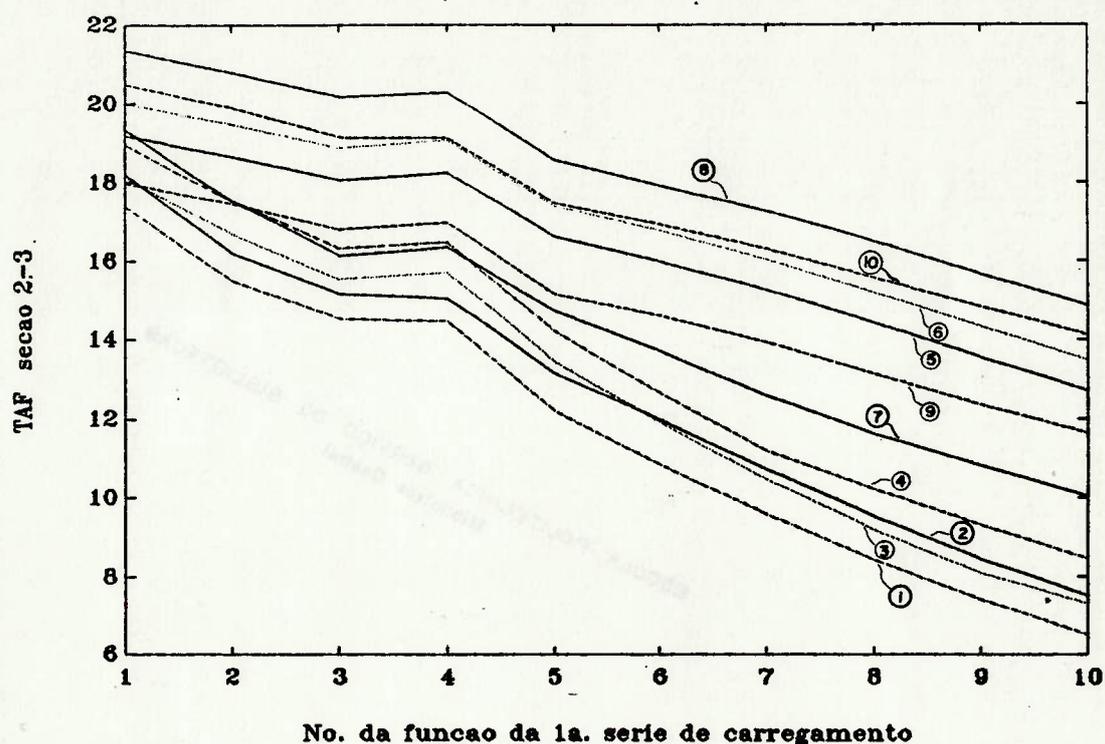


FIGURA 3.6 Resultados da primeira série de simulações. A numeração das curvas correspondem aos casos de folgas da Tabela 3.2.

Na Fig. 3.6 vê-se que para uma determinada função de excitação o valor da folga e sua localização ao longo do acionamento influem no valor do TAF resultante,

Além disso, o TAF também depende da forma da função de excitação. Observando a variação das funções da primeira série no

eixo das abscissas ve-se que o TAF vai diminuindo conforme a função vai se tornando mais suave (as primeiras são picos de torque e as últimas rampas). Mas essa diminuição não ocorre proporcionalmente ao caso linear. Ou seja, as folgas não são simplesmente um "amplificador" de TAF, mas modificam o próprio comportamento dinâmico do sistema de maneiras diferentes para funções de carregamento diferentes.

A Fig. 3.7 mostra as curvas 1, 3, 8 e 9 num diagrama de barras, onde a diferença relativa entre os TAF podem ser observadas.

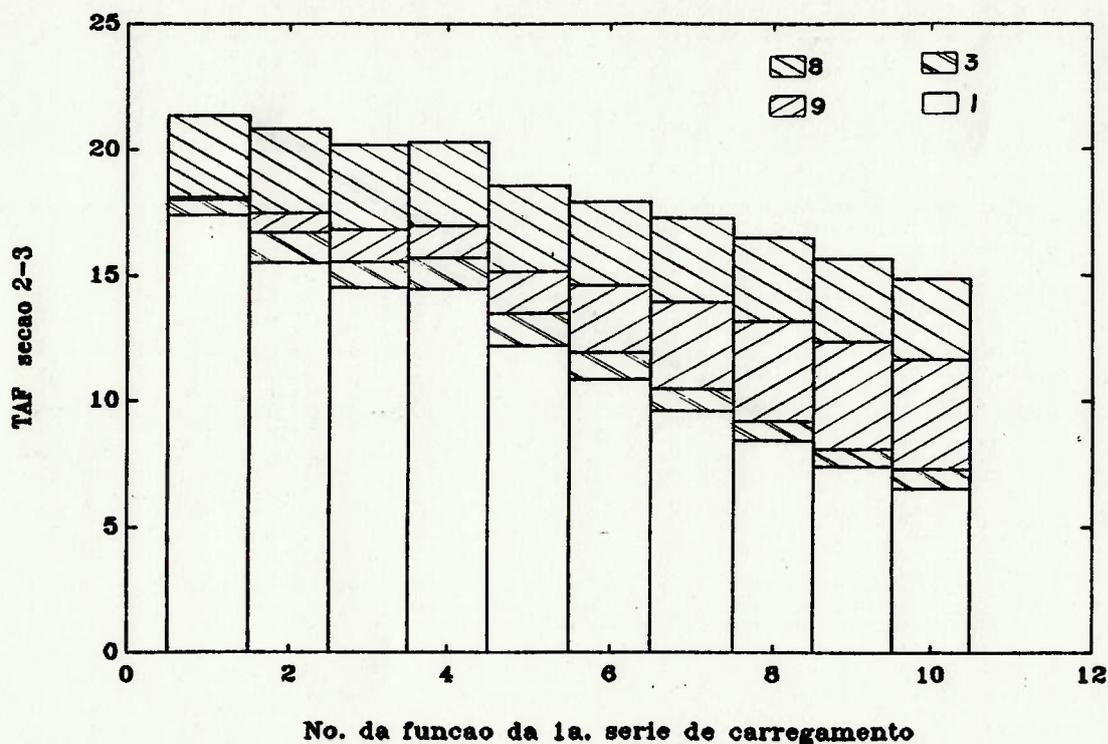


FIGURA 3.7: Diagrama de barras mostrando os valores de TAF para as diversas formas de funções de carregamento da primeira série para os casos de folgas 1, 3, 8 e 9.

Nota-se que para formas diferentes de função de excitação, a resposta do sistema para diferentes valores e localização de

folgas é diferente. Ou seja, dado um certo conjunto de folgas ao longo do acionamento, conforme se escolhe um tipo de função de carregamento ou outro a resposta pode ser completamente diferente. A forma da função modifica o comportamento dinâmico do sistema.

3.3.2 Segunda Série de Simulações

A segunda série de simulações foi realizada utilizando as funções de carregamento mostradas na Tabela 3.4, para os casos de folgas 1, 2, 3, 4, 5 e 6 mostrados na Tabela 3.2.

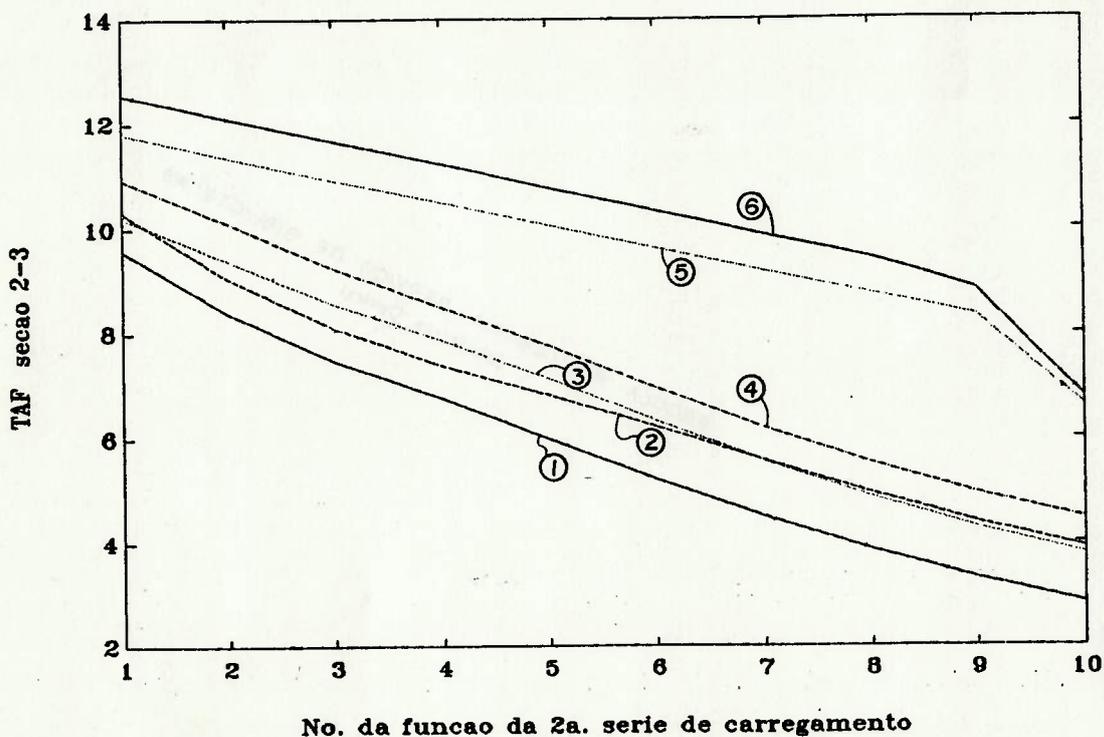


FIGURA 3.8: Resultados da segunda série de simulações. A numeração das curvas correspondem aos casos de folgas da Tabela 3.2.

A Fig. 3.8 mostra os valores de TAF na seção 2-3 obtidos com essas simulações.

A Fig. 3.9 mostra os resultados em diagrama de barras, onde as diferenças relativas entre os TAF podem ser observadas.

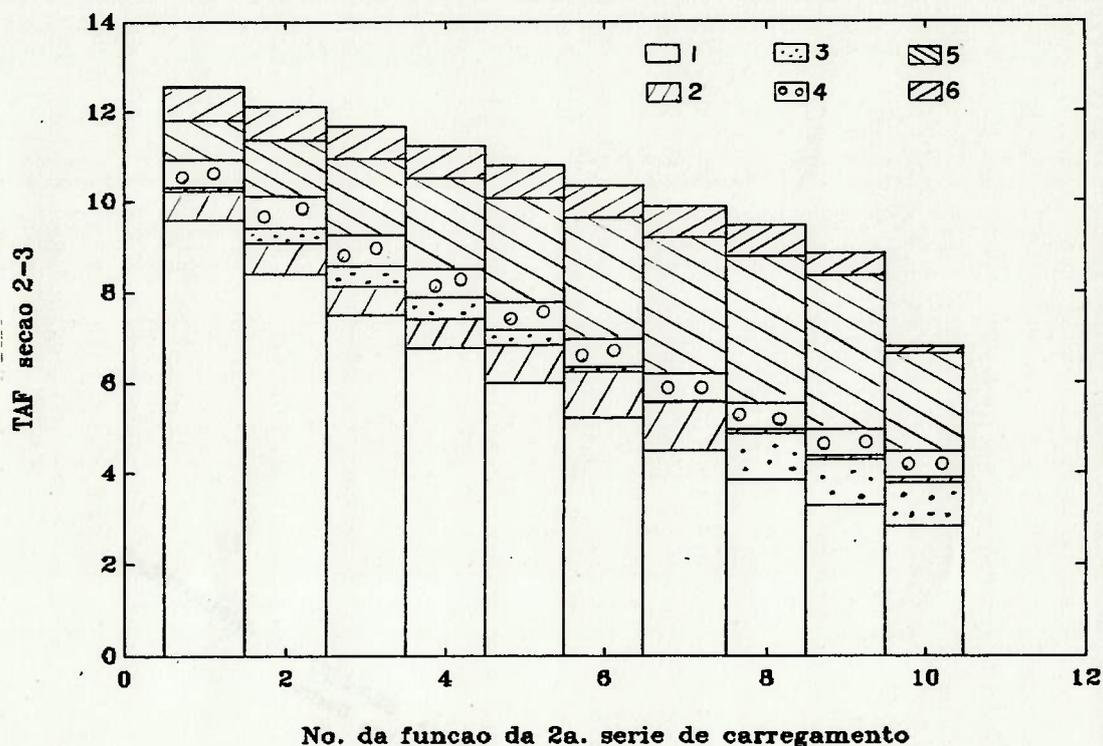


FIGURA 3.9: Diagrama de barras mostrando os valores de TAF para as diversas formas de funções de carregamento da segunda série para os casos de folgas 1, 2, 3, 4, 5 e 6.

Também nessa série de simulações nota-se a influência do valor e localização das folgas ao longo da cadeia de acionamento, bem como a dependência do comportamento dinâmico do sistema para com o tipo de função de carregamento.

3.3.3 Terceira Série de Simulações

Essa série de simulações foi realizada com as funções excitação de torque mais utilizadas na literatura para representar o torque

de carregamento durante a mordida: degrau e rampa (conforme descritas no item 3.2.2).

A Fig. 3.10 mostra a variação do TAF na seção 2-3 com a inclinação da rampa para os casos de folgas 1, 2, 3, 4, 5 e 6, conforme Tabela 3.2.

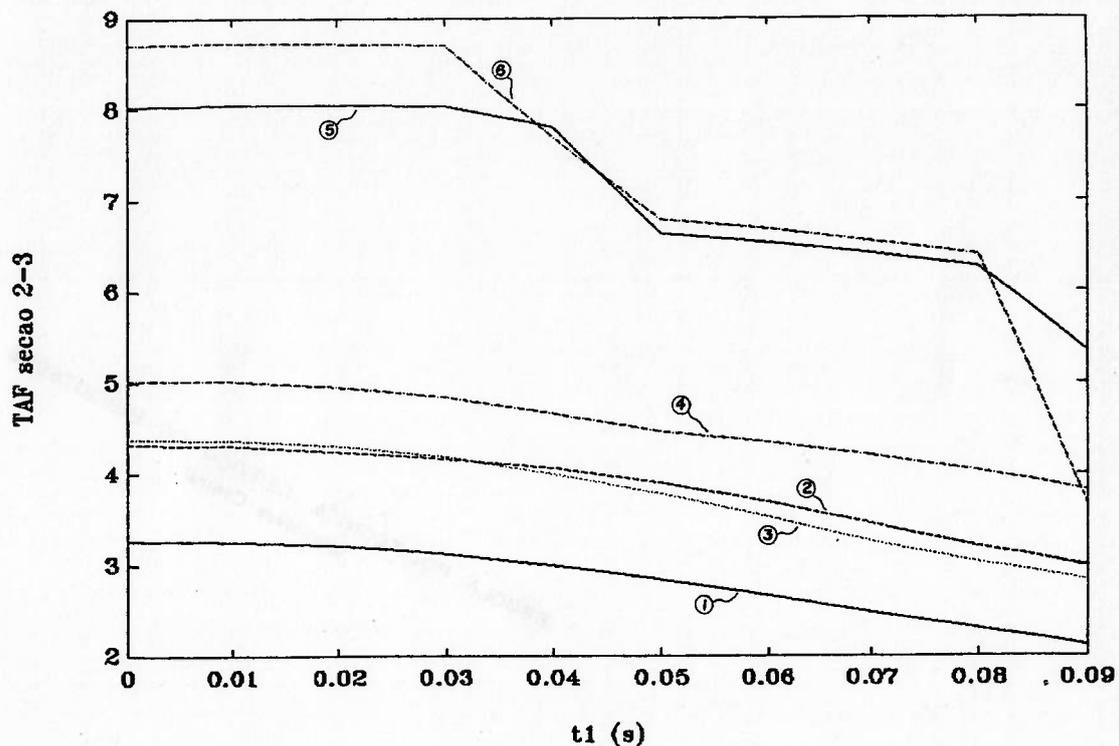


FIGURA 3.10: Variação do TAF na seção 2-3 para rampas com diversas inclinações (dadas pelo valor t_1 descrito no item 3.2.2) com os casos de folga 1, 2, 3, 4, 5 e 6 conforme Tabela 3.2.2.

A Fig. 3.11 mostra os resultados das mesmas simulações na forma de diagrama de barras.

Nas Fig. 3.10 e 3.11 nota-se que para uma dada função de excitação do tipo rampa o valor e localização das folgas afetam o TAF no sistema, variando de 3,3 a 8,8.

Por outro lado, observando-se as curvas 5 e 6 conforme a

inclinação vai-se suavizando o TAF pode ser maior no caso 6 em relação ao 5 ou vice-versa.

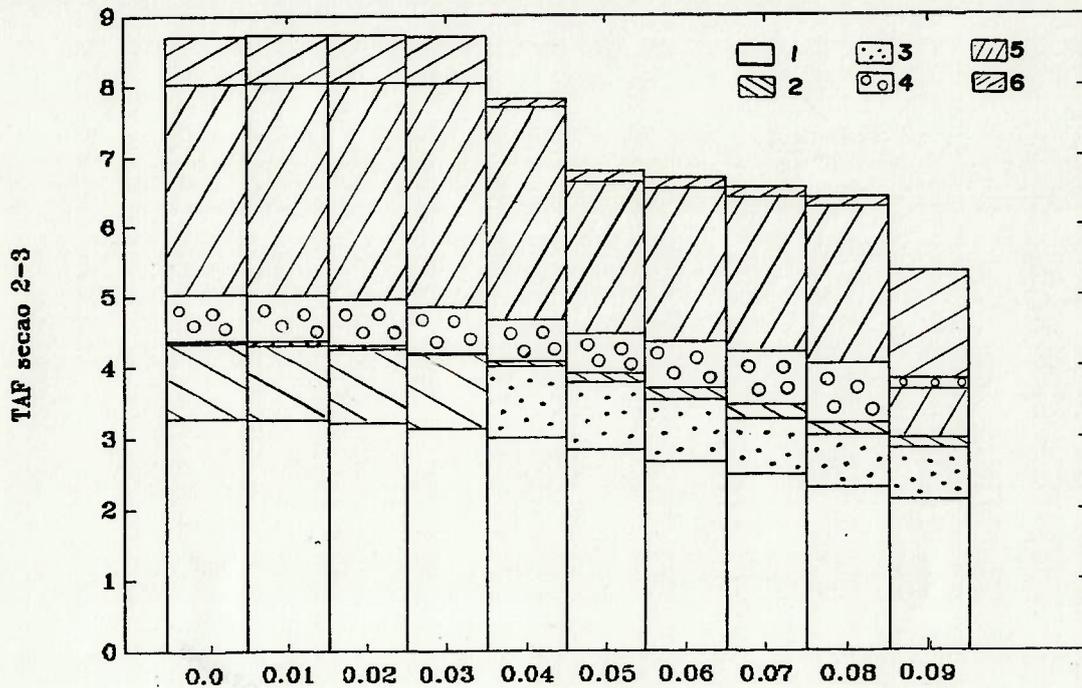


FIGURA 3.11: Diagrama de barras mostrando o valor do TAF na seção 2-3 para várias inclinações da rampa e casos de folga 1, 2, 3, 4, 5 e 6, conforme Tabela 3.2.2.

A Fig. 3.12 mostra as respostas no tempo do torque na seção 2-3 para o caso de folga n.º 5 (curva 1) e linear (curva 2) para a função de excitação de torque aplicada nos cilindros n.º 5 da 2.ª série de funções de excitação. Nota-se que há uma defasagem entre os instantes em que ocorrem o pico de torque na seção 2-3 e o pico de torque de excitação nos cilindros. Nota-se também um atraso da resposta para o caso com folga em relação ao linear.

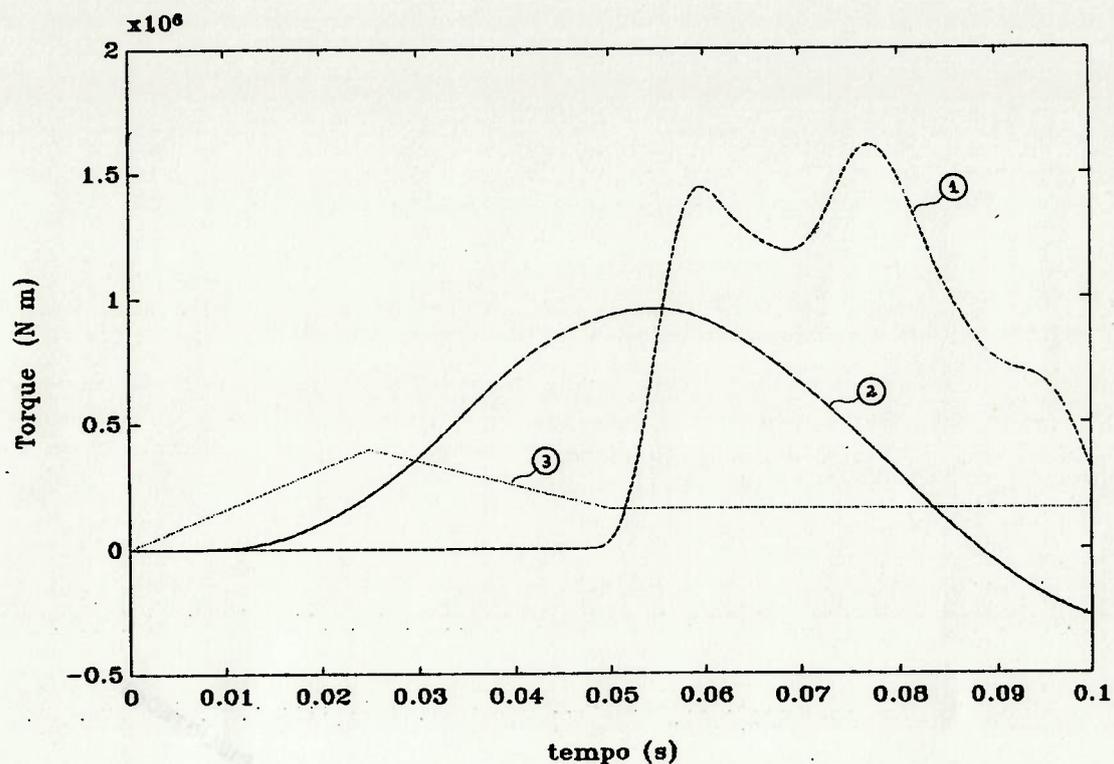


FIGURA 3.12: Simulação do torque dinâmico na seção 2-3, com a função de excitação n.º 3 da 2.ª série de funções (curva 3). Curva 1: torque na seção 2-3 com o caso de folga 3, curva 2: torque na seção 2-3 para o caso sem folga (linear)

3.4 Conclusões sobre os Resultados das Simulações

Dos resultados obtidos pode-se concluir que:

- quanto mais severa a função de carregamento maior o TAF;
- o comportamento dinâmico do sistema depende do valor e localização das folgas ao longo da cadeia cinemática do acionamento;
- o comportamento dinâmico do sistema depende do tipo de função de carregamento utilizada na análise computacional.

Ao se proceder a uma análise computacional do sistema de acionamento de um laminador, deve-se procurar determinar os

valores e localização das folgas no sistema real, bem como conhecer-se a função de entrada que caracterize bem o torque gerado pela entrada do material nos cilindros de laminação. Caso contrário, os resultados computacionais podem levar a conclusões errôneas sobre o real comportamento do sistema.

4 - PRIMEIRO MODELO DO TORQUE ATUANTE NOS ROLOS DURANTE A ENTRADA DA PLACA- PRESSÃO CONSTANTE

Nesse capítulo será desenvolvido um modelo do torque atuante nos rolos durante a entrada do material, levando-se em conta as forças de inércia que surgem quando o material é acelerado para a velocidade de regime (caso se aproxime com uma velocidade menor que a de regime) ou desacelerado (caso se aproxime com velocidade maior).

4.1 Angulo de Ataque e Condição de Entrada

O processo de laminação depende do tracionamento do material através dos rolos e portanto das forças de atrito entre o material e o cilindro.

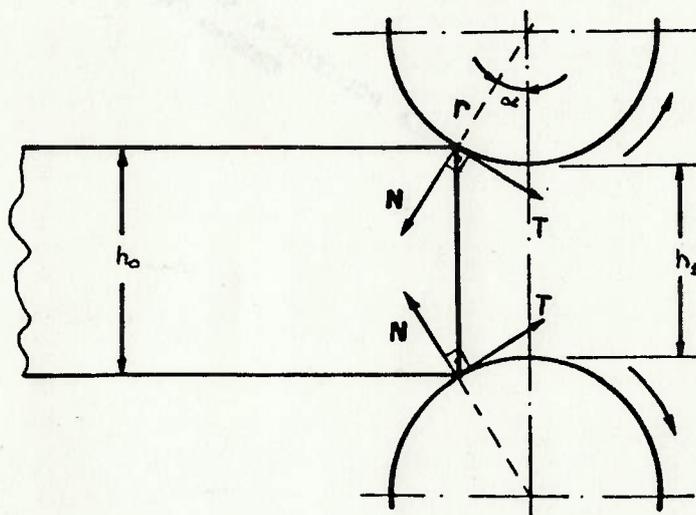


FIGURA 4.1: Forças atuantes no metal no instante da mordida.

Considerando que no instante da mordida do metal pelos rolos, as forças de contato podem ser decompostas em uma força normal N e

outra tangencial T , (Fig. 4.1) tem-se, da condição de equilíbrio do material:

$$T = N \operatorname{tg} \alpha \quad (4.1)$$

onde α é o chamado ângulo de ataque. Considerando a lei de atrito seco que permite escrever $T \leq \mu N$, tem-se:

$$\mu \geq \operatorname{tg} \alpha \quad (4.2)$$

$$\text{ou} \quad \varphi \geq \alpha \quad (4.3)$$

onde $\operatorname{tg} \varphi = \mu$.

Assim, para que seja possível a mordida do material pelos rolos de laminação, o ângulo de ataque deve ser menor que o ângulo de atrito material-cilindros.

Os ângulos de ataque normalmente utilizados na prática podem variar entre 3° e 30° , dependendo da redução de espessura desejada, do material e do diâmetro dos rolos.

4.2 As Zonas de Escorregamento - Ângulo Neutro

Dada a importância do atrito no processo de laminação é necessário considerar-se a maneira que interagem o atrito e outras forças na região do arco de contato.

Supondo o processo de laminação de uma placa de altura inicial h_0 e altura final h_1 entre dois cilindros planos com velocidades angulares constantes, que a placa apresente expansão lateral desprezível e que as forças exercidas pelos cilindros são somente aquelas que agem sobre o material, a velocidade V_1 com que o material deixa os cilindros será maior que a velocidade de entrada

V_0 devido ao fluxo constante volumétrico de material que entra e sai, por unidade de tempo.

Sendo assim, haverá algum ponto ao longo do arco de contato no qual as velocidades periférica e do material deverão ser iguais e existirá duas zonas de escorregamento distintas: escorregamento à ré (na qual a velocidade do material é menor que a periférica do cilindro) e escorregamento à vante (na qual ela é menor). Deste modo as forças de atrito têm sentidos opostos: sentido de empurrar a placa para dentro, na zona de escorregamento à ré, e de tracionar na zona de escorregamento à vante.

A seção vertical na qual as forças de atrito mudam de sentido é chamada de seção neutra e o correspondente ângulo, de ângulo neutro - γ_n (Fig. 4.2).

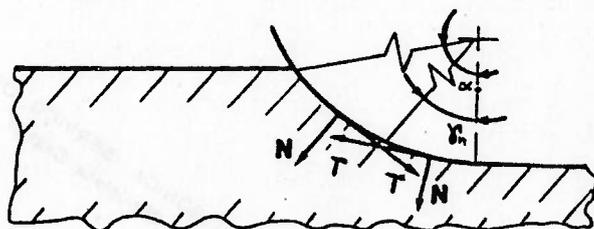


Fig. 4.2 Zona Neutra

No modelamento das forças atuantes durante a fase de entrada da placa no laminador será necessário levar em consideração esse efeito, ou seja, procurar determinar em que instante forma-se a seção neutra.

A formação das zonas de escorregamento, suas extensões, e a localização da zona neutra dependerão de certas condições iniciais, como p. ex., a velocidade inicial da placa, atrito entre as superfícies e fatores geométricos tais como o diâmetro dos

cilindros e a redução. Assim, se a velocidade da placa for menor que a projeção horizontal da velocidade periférica dos rolos formar-se-á inicialmente, uma zona de escorregamento à ré, e posteriormente uma zona de escorregamento à vante. As dimensões dessas zonas dependerão da grandeza da velocidade relativa rolo-placa.

Por outro lado, se a velocidade inicial da placa for maior que a projeção horizontal da velocidade periférica dos rolos, haverá o surgimento de uma zona de escorregamento à vante (caracterizando mais um processo de extrusão do que de laminação), e posteriormente, com uma diminuição da velocidade relativa, surgirá a zona de escorregamento à ré, no plano de entrada, que irá-se estendendo, até a estabilização do processo.

Portanto, dependendo da velocidade inicial da placa, a zona neutra pode-se formar, antes que a placa atinja o plano de saída, em qualquer ponto do arco de contato, movendo-se para a o plano de entrada ou de saída, conforme a velocidade relativa cresce ou diminui. Além disso, a zona neutra pode não se formar.

A formação da zona neutra pode ser detectada através da velocidade relativa (velocidade da placa menos a projeção horizontal da velocidade periférica do rolo). Para uma velocidade relativa maior que zero tem-se escorregamento à ré, para velocidade nula tem-se zona neutra e para negativa, escorregamento à vante.

4.3 Forças Envolvidas Durante a Entrada do Material

Formulação Geral

Hipóteses básicas:

- os rolos são cilindros com superfícies planas e rotação constante;
- o material a ser laminado tem forma plana (chapa ou placa);
- a expansão lateral do material é nula.

Com essas hipóteses e considerando que apenas as forças Normal (devido à pressão de laminação) e Tangencial (devido ao atrito entre as duas superfícies) são aplicadas à placa quando esta entra nos rolos de laminação, o equilíbrio das forças na placa pode ser escrito como:

$$m \ddot{x} = 2(T_x - N_x) \quad (4.4)$$

onde m e \ddot{x} são a massa e aceleração da placa, e T_x e N_x são as projeções das forças de atrito e normal na direção x .

As expressões para T_x e N_x podem ser escritas como:

$$T_x = r \int_0^\alpha B \tau \cos(\alpha_0 - \alpha_x) d\alpha_x \quad (4.5)$$

$$N_x = r \int_0^\alpha B p \sin(\alpha_0 - \alpha_x) d\alpha_x \quad (4.6)$$

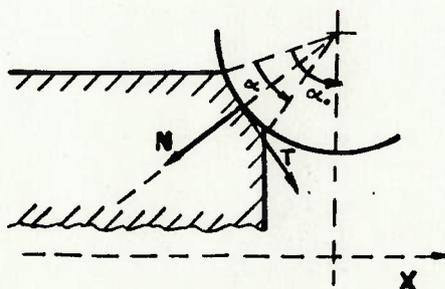


Fig. 4.3: Forças de contato

onde:

α_0 - ângulo de ataque

α - ângulo do arco de contato

B - largura da placa

r - raio do rolo

p - pressão de laminação

τ - tensões tangenciais

O torque em cada rolo poderá ser determinado, integrando as eqs. (4.4, 4.5, 4.6), através da expressão:

$$M = r \int_0^{\alpha} \sqrt{(dT_x)^2 + (dT_y)^2} \quad (4.7)$$

onde

$$T_y = r \int_0^{\alpha} B \tau \sin(\alpha_0 - \alpha_x) d\alpha_x \quad (4.8)$$

ou

$$M = \mu r^2 B \int_0^{\alpha} p d\alpha_x \quad (4.9)$$

Durante o processo de mordida e mesmo no regime, o baricentro da placa varia em relação ao material, ou seja um deslocamento da traseira da placa não é igual ao do baricentro. Assim, expressão (4.4) é uma aproximação da expressão exata. Com essa simplificação, haverá um erro na determinação da situação de regime (que se caracteriza por aceleração nula do baricentro), e a aceleração será superestimada. A razão de se fazer essa simplificação está na complexidade de se determinar a relação do deslocamento do baricentro com a geometria do processo.

Essas são as expressões básicas dos dois modelos que serão desenvolvidos neste trabalho. A diferença entre eles estará na

maneira de expressar a pressão de laminação: no primeiro será admitida pressão de laminação constante e no segundo variável.

4.4 Relações Geométricas

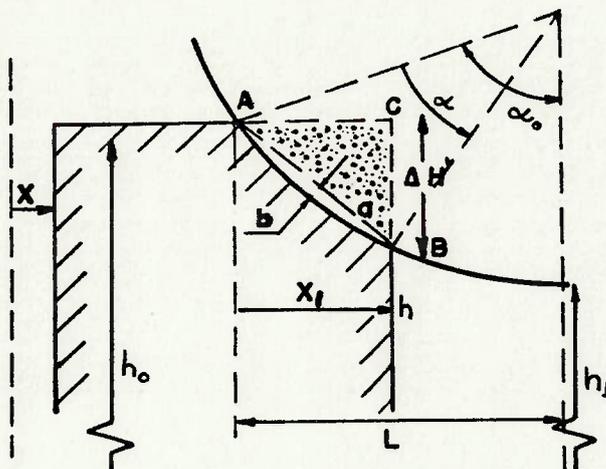


Fig. 4.4: Relações Geométricas

l - comprimento do arco de contato

b - flexa do segmento

a - corda do segmento

S_s - área do segmento

h_0 - espessura inicial da placa

h_1 - espessura final

Δh - taxa de redução = $h_0 - h_1$

α_0 - ângulo de ataque

α - ângulo do arco de contato

L - distância entre os planos de entrada e saída

x - deslocamento da traseira da placa

x_1 - deslocamento da frente da placa com relação ao plano de entrada

B - largura da placa

$$l = r \alpha ; \quad a = 2 r \operatorname{sen}(\alpha/2) ; \quad b = a \operatorname{tg}(\alpha/4)/2 \quad L = r \operatorname{sen} \alpha_0$$

$$\cos \alpha_0 = 1 - \Delta h / 2r ; \quad h = 2 r (1 - \cos(\alpha_0 - \alpha)) + h_1$$

Assim tem-se:

$$x_1 = L - r \operatorname{sen}(\alpha_0 - \alpha) \text{ ou } x_1 = 2 r \cos(\alpha_0 - \alpha/2) \operatorname{sen}(\alpha/2) \quad (4.10)$$

Para possibilitar a integração das eqs (4.4) a (4.6), será necessário encontrar uma relação entre x e α , que pode ser determinada através da igualdade de volume deslocado (xh_0B) e o contido entre os rolos. Admite-se que não haverá, durante o processo analisado, variação da largura da placa e também deformação dos rolos.

O volume contido entre os rolos será $x_1 x h_0 x B$ menos os volumes correspondentes às partes achuradas na Fig. (4.2). Como a largura da placa permanece constante, bastará analisar a relação de área.

Assim, tem-se:

$$S_0 = r^2 (\alpha - \operatorname{sen} \alpha) / 2 ; \quad S_{ABC} = \Delta h' x_1 / 4$$

A área sob os rolos é:

$$S_{\text{total}} = x_1 h_0 - 2(r^2 (\alpha - \operatorname{sen} \alpha) / 2) - \Delta h' x_1 / 2$$

Igualando as áreas:

$$x h_0 = x_1 h_0 - r^2 (\alpha - \operatorname{sen} \alpha) - \Delta h' x_1 / 2 \text{ ou, com (4.5):}$$

$$x h_0 = r \cos(\alpha_0 - \alpha/2) \sin(\alpha/2) (h_0 + h_1 + 2r(1 - \cos(\alpha_0 - \alpha))) - r^2 (\alpha - \sin\alpha) \quad (4.11)$$

A expressão (4.11) fornece uma relação entre x e α , ou seja, é possível determinar o ângulo α , dado o deslocamento x e, vice-versa.

4.5 Primeiro Modelo - Pressão de Laminação Constante

Para o caso em que a placa se aproxima com velocidade menor que a de regime e admitindo que a pressão de laminação seja constante ao longo do arco de contato, e que a lei de atrito seja da forma $\tau = \mu p$, admitido também constante, entre a placa e os rolos, e considerando que a força de atrito muda de sentido na seção neutra, das eqs. (4.5) e (4.6) tem-se:

$$T_{xr} = B r \mu p \int_0^{\alpha} \cos(\alpha_0 - \alpha_x) d\alpha_x \quad (4.12)$$

na seção de escorregamento à ré ($0 \leq \alpha \leq \gamma_n$), e

$$T_{xv} = B r \mu p \int_{\gamma_n}^{\alpha} \cos(\alpha_0 - \alpha_x) d\alpha_x \quad (4.13)$$

na seção de escorregamento à vante ($\gamma_n < \alpha \leq \alpha_0$).

A componente horizontal da normal será:

$$N_x = B r p \int_0^{\alpha} \sin(\alpha_0 - \alpha_x) d\alpha_x \quad (4.14)$$

para $0 \leq \alpha \leq \alpha_0$.

Integrando com relação ao arco de contato tem-se:

para $(0 \leq \alpha \leq \gamma_n)$:

$$T_{xr} = - B r \mu p (\text{sen}(\alpha_0 - \alpha) - \text{sen} \alpha_0) \quad (4.15a)$$

para $(\gamma_n < \alpha \leq \alpha_0)$:

$$T_{xv} = - B r \mu p (\text{sen}(\alpha_0 - \alpha) - \text{sen}(\alpha_0 - \gamma_n)) \quad (4.15b)$$

para $(0 \leq \alpha \leq \alpha_0)$:

$$N_x = - B r p (-\text{cos}(\alpha_0 - \alpha) + \text{cos} \alpha_0) \quad (4.16)$$

Ou seja, com a eq. (4.4) tem-se:

para $0 \leq \alpha \leq \gamma_n$:

$$m \ddot{x} = 2(T_{xr}(\alpha) - N_x(\alpha)) \quad (4.17a)$$

e, para $\gamma_n \leq \alpha \leq \alpha_0$:

$$m \ddot{x} = 2(T_{xr}(\gamma_n) - T_{xv}(\alpha) - N_x(\alpha)) \quad (4.17b)$$

onde a relação entre x e α é dada pela eq. (4.11).

O torque em cada instante será determinado pela eq. (4.9):

para $0 \leq \alpha \leq \gamma_n$:

$$M = \mu r^2 B P \alpha \quad (4.18)$$

e, para $\gamma_n \leq \alpha \leq \alpha_0$:

$$M = \mu r^2 B P (2 \gamma_n - \alpha) \quad (4.19)$$

Convém notar que as expressões acima são essencialmente as mesmas quer a placa se aproxime com velocidade menor que a de regime, quer maior. Caso se aproxime com uma velocidade maior ela será desacelerada, e assim ter-se-á inicialmente a formação de uma zona de escorregamento à vante. A primeira seção do material a ter velocidade igual a periférica dos rolos será a que estiver no plano de entrada. Portanto a zona neutra formar-se-á em primeiro lugar nessa seção. Ela pode permanecer nesse ponto até que todo o arco de contato seja preenchido formando uma zona de escorregamento à vante em todo o arco para depois "caminhar" pelo arco até a posição de regime, ou estar já na posição de regime quando a frente da placa atingir o plano de saída.

As eqs. (4.17) devem ser resolvidas numericamente e para tanto foi utilizado um método de Runge-Kutta de 4.^o ordem, de passo constante [3]. Antes de cada novo passo de integração, é necessário resolver a eq. (4.11) para um dado x , obtendo-se o correspondente valor de α . Para resolver numericamente essa equação algébrica foi utilizado o algoritmo de Newton-Raphson [2].

Os dados necessários foram obtidos de [1]:

Lingote:	$\left\{ \begin{array}{l} h_0 = 640 \text{ mm} \\ h_1 = 560 \text{ mm} \\ m = 12500 \text{ kg} \\ B = 710 \text{ mm} \end{array} \right.$	Rolos:	$\left\{ \begin{array}{l} r = 560 \text{ mm} \\ \text{vel. periférica} = 5 \text{ m/s} \\ \alpha_0 = 0.38025 \text{ rd} \\ \text{coef. atrito} = 0.323 \\ p = 1,2 \times 10^8 \text{ N/m}^2 \end{array} \right.$
----------	---	--------	--

O torque de regime em cada cilindro é de 1.4×10^5 Nm.

O critério de parada adotado na simulação é o instante em que a frente da placa atinge o plano de saída, ou seja: $0 < \alpha < \alpha_0$.

A zona neutra é determinada pela velocidade relativa nula entre o cilindro e a placa.

4.6 Simulações

Foi realizada duas séries de simulações: a primeira com velocidades de aproximação da placa menores que a de regime e outra com velocidades maiores.

As velocidades utilizadas nas duas séries são respectivamente:

2 m/s, 3 m/s e 4 m/s e 6 m/s, 7m/s 8 m/s.

4.6.1 Primeira Série de Simulações

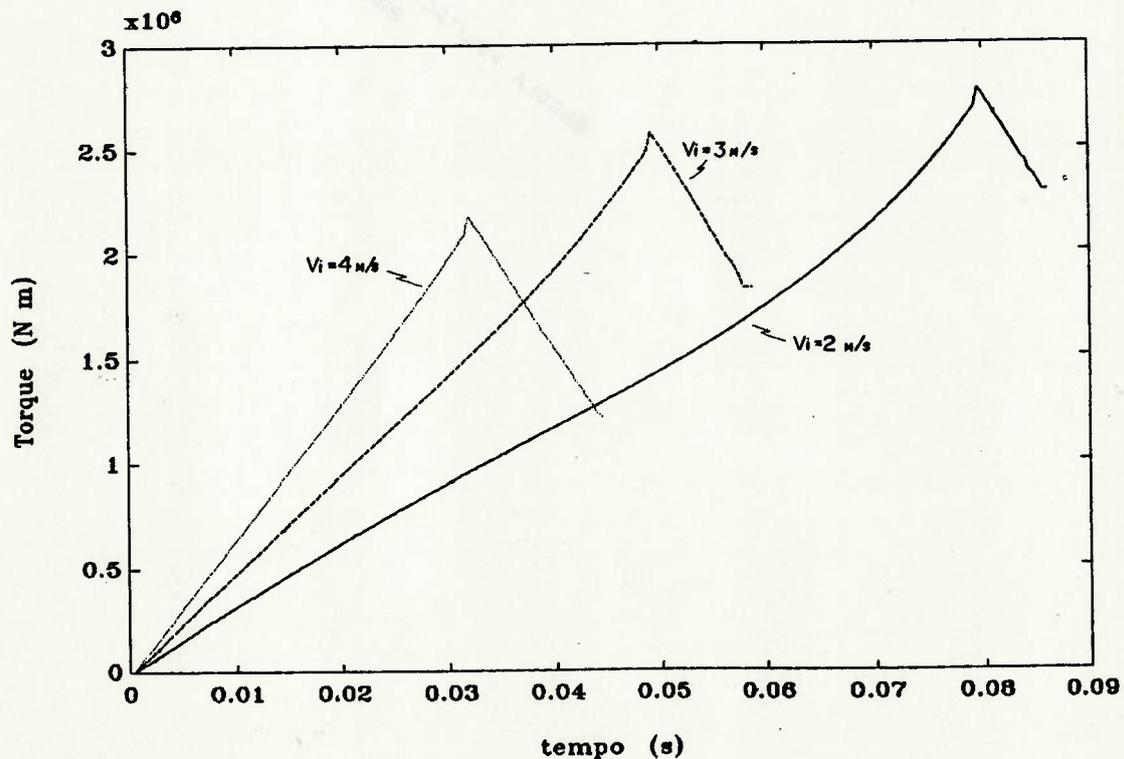


FIGURA 4.5: Torque gerado num cilindro de laminação durante a entrada da placa para velocidades iniciais de 2 m/s, 3 m/s e 4 m/s

A Fig. 4.5 mostra o torque gerado num cilindro durante a entrada da placa nos cilindros de laminação para velocidade inicial de aproximação de 2 m/s, 3 m/s e 4 m/s.

A Fig. 4.6 mostra a evolução da velocidade da placa durante a mordida.

Nota-se do gráfico da Fig. 4.5 que há um pico de torque exatamente na posição da seção neutra. Do plano de entrada até essa seção as forças tangenciais estão no sentido de puxar o material para dentro e dessa seção até o plano de saída, essas forças invertem de sentido. Isso faz com que haja um alívio no esforço de laminação durante a mordida.

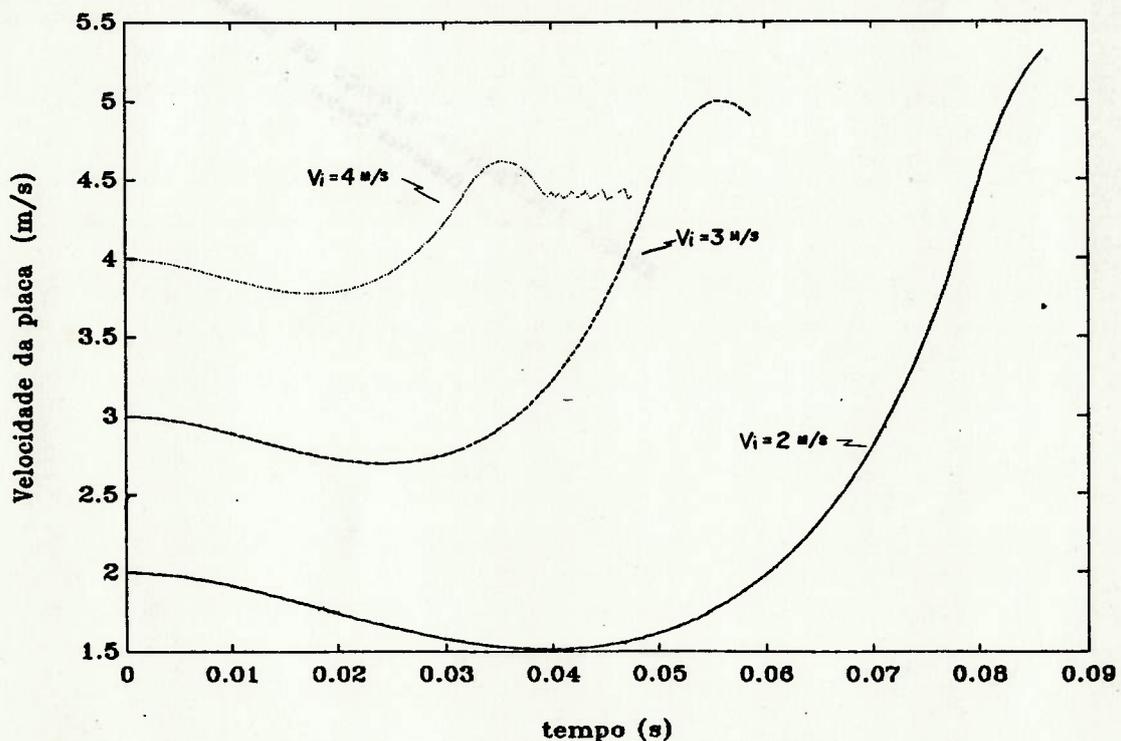


FIGURA 4.6 Velocidade da placa durante a mordida, para velocidades iniciais de aproximação de 2 m/s, 3 m/s e 4 m/s

O instante em que o pico ocorre depende da velocidade inicial da

placa. Quanto mais próxima for a velocidade de aproximação da do regime, mais rapidamente o arco é preenchido e portanto mais rapidamente a seção neutra é atingida.

Da Fig. 4.6 observa-se que o caso de velocidade inicial de aproximação de 4 m/s é o único na qual a placa entra em regime durante a fase de enchimento do arco de contato. Nas demais, o plano de saída é atingido sem que a velocidade do lingote atinja a velocidade de regime.

Isso significa que as forças tangenciais e normais em cada seção devem diminuir de intensidade não só durante o tempo de enchimento mas também após todo o arco de contato ter sido preenchido.

A própria seção neutra "caminha" ao longo do arco de contato. Observando a curva de velocidade da placa para velocidade inicial de 2 m/s percebe-se que a seção neutra não chega a ser formada durante a fase de enchimento do arco de contato.

4.6.2 Segunda Série de Simulações

A Fig. 4.7 mostra o torque gerado num cilindro durante a entrada da placa para velocidade inicial de aproximação de 5 m/s, 7 m/s e 8 m/s.

A Fig 4.8 mostra a evolução da velocidade da placa durante a mordida para essas mesmas velocidades iniciais.

O fato de inicialmente o torque ser negativo (Fig. 4.7), se deve a que a placa precisa ser freada até a velocidade de regime. Ou seja inicialmente forma-se-á uma zona de escorregamento à vante e posteriormente a zona de escorregamento à ré.

Da mesma maneira que na primeira série de simulações, há ocorrência de um pico de torque quando as forças tangenciais invertem de sentido na seção neutra.

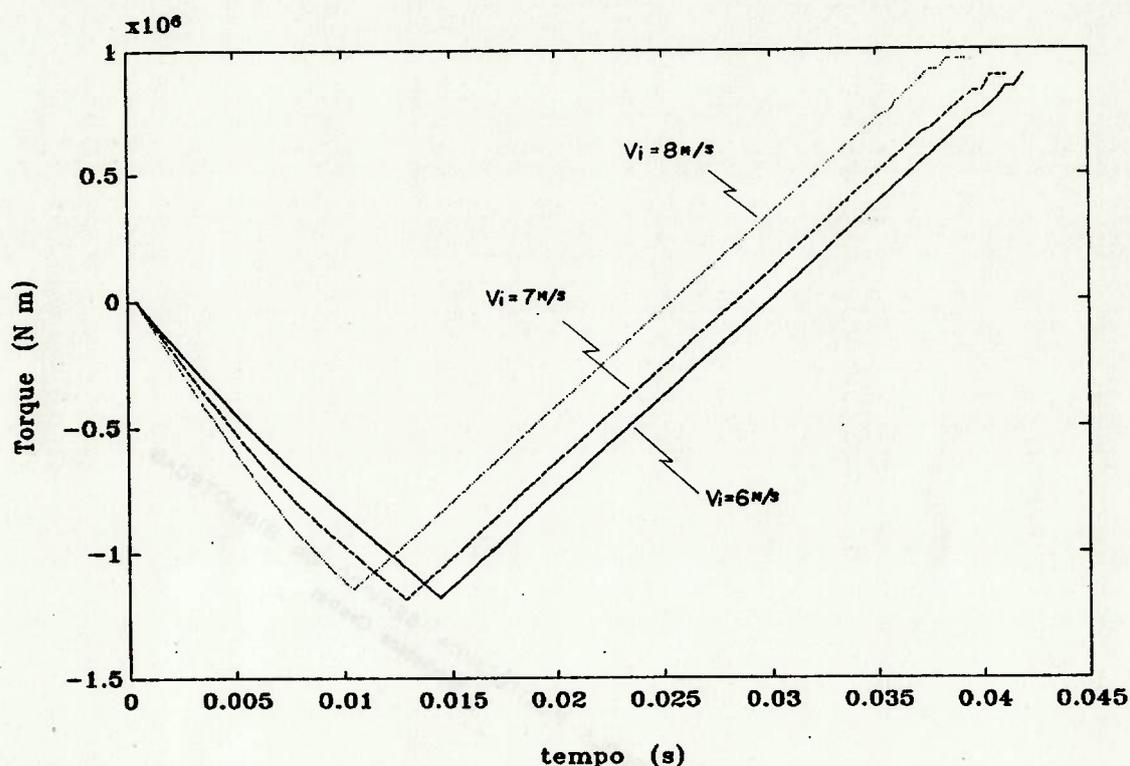


FIGURA 4.7: Torque gerado num cilindro de laminação durante a entrada da placa para velocidades iniciais de 6 m/s, 7 m/s, 8 m/s.

Nota-se também que a seção neutra (correspondente ao pico de torque) é atingida mais rapidamente para velocidades menores de aproximação.

Observando a diferença entre o pico de torque (que ocorre nos cilindros durante a entrada) e o valor de regime no caso de velocidade de aproximação da placa menor que a de regime (Fig 4.5) e a mesma diferença (em termos absolutos) para o caso em que a velocidade de aproximação é maior, nota-se que essa segunda situação é mais severa.

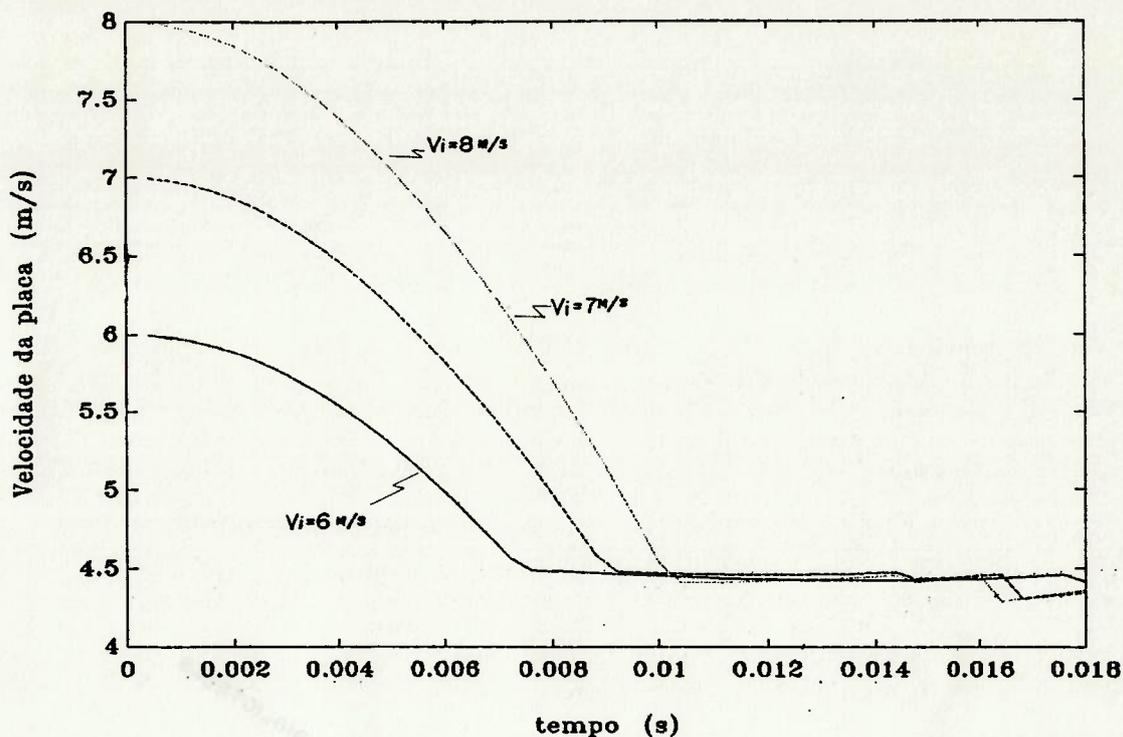


FIGURA 4.8: Velocidade da placa durante a mordida, para velocidades iniciais de aproximação de 6 m/s, 7 m/s e 8 m/s.

Observando os gráficos das Fig. 4.6 e 4.8 nota-se que há a tendência de convergência da velocidade da placa para uma determinada velocidade.

Essa velocidade de regime é próxima da projeção horizontal da velocidade periférica do cilindro no plano de entrada.

Quanto mais próxima for a velocidade de aproximação da placa dessa projeção horizontal, mais suave (em termos de torque gerado nos cilindros) será a entrada da placa.

A velocidade de regime dependerá da rotação e diâmetro dos rolos, bem como da redução da placa.

Assim, o comportamento das curvas das Fig. 4.5, 4.6 e Fig. 4.7 e 4.8 mudam qualitativamente quando a velocidade de aproximação da placa ultrapassa esse valor.

5 -SEGUNDO MODELO DO TORQUE ATUANTE NOS ROLOS DURANTE A
ENTRADA DA PLACA - DISTRIBUIÇÃO DE PRESSÃO SEGUNDO Von KÁRMAN

5.1 - Tensões Tangenciais no Arco de Contato

No capítulo anterior, foi elaborado um modelo para o transiente de torque baseado numa distribuição uniforme da pressão de laminação, bem como das tensões tangenciais de atrito. Isso na realidade não é o que acontece, nem no regime permanente [1,4,7,32].

No processo em regime permanente, o estado de tensão e deformação numa certa seção da zona de deformação independente do tempo, ou seja $\sigma = \sigma(x,y)$ e $\varepsilon = \varepsilon(x,y)$.

O processo de enchimento da zona de deformação pelo metal não é um processo em regime permanente. Isso implica que o estado de deformação e tensão numa certa seção da zona de deformação muda continuamente durante o enchimento [32], ou seja, $\sigma = \sigma(x,y,t)$ e $\varepsilon = \varepsilon(x,y,t)$.

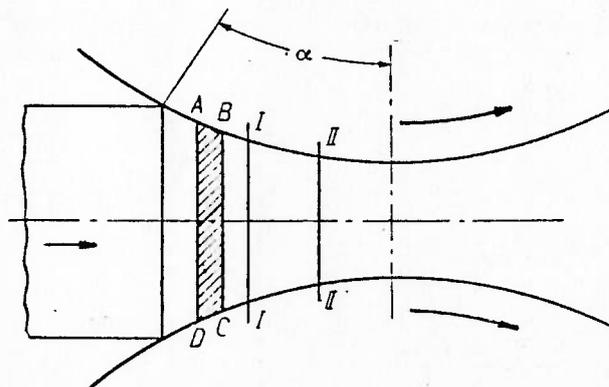


FIGURA 5.1: Ilustração da mudança do estado de tensão numa certa área da zona de deformação para diferentes posições da face frontal da placa.

Na fase de enchimento e durante a transição para a situação de regime, a natureza do processo de laminação é dinâmico e não se verifica a imutabilidade da tensão e deformação numa determinada seção que ocorre no regime.

Assim, por exemplo, suponha-se que num certo instante da fase de enchimento, a frente da placa esteja na seção I-I (Fig. 5.1), e num outro instante na seção II-II. Observando o estado de tensão do metal no volume de controle ABCD mostrado na Fig. 5.1, verifica-se que o estado de tensão nessa área muda continuamente.

Assim, na fase de regime o estado de tensão e deformação em qualquer ponto da zona de deformação é invariante no tempo enquanto que na fase de enchimento o estado de tensão e deformação num volume de controle da zona de deformação muda continuamente no tempo.

Diante disso, pode-se dizer que a distribuição de pressão além de variar ao longo da superfície de contato muda também no tempo.

A distribuição da pressão de laminação também está relacionada com a distribuição das forças tangenciais.

No primeiro modelo a distribuição das tensões tangenciais foi admitida como sendo função somente da distribuição de pressão. No entanto todas as teorias mais recentes, baseadas em dados experimentais, sobre cálculo das forças envolvidas na laminação indicam que as tensões tangenciais podem ter um comportamento que não depende só da pressão de laminação. Dependem do quociente do comprimento do arco de contato em relação a altura média do lingote dentro do arco de contato de acordo com resultados experimentais. Pode também ocorrer próximo à zona neutra uma região onde há "colamento" entre o material e o cilindro. Sendo assim uma lei de atrito constante proporcional, p. ex., à tensão

de escoamento do material, melhor representaria o fenômeno nessa região do que a de atrito seco [1,8]. Além disso, dependendo da situação de entrada da placa, durante uma certa fase todo o arco de contato pode estar "colado", aparecendo as zonas de escorregamento posteriormente.

Para se levar-se em conta num modelo teórico essas zonas de "colamento" é necessário determinar a sua extensão, o que só é possível com resultados experimentais.

A determinação dessas distribuições é fundamental para uma correta análise das forças envolvidas.

Na literatura [1,8,32] existem várias teorias sobre essas distribuições na situação de regime, todas elas baseadas em pesquisas experimentais mas, cujos estudos e conclusões absolutamente estão encerradas.

Nesse capítulo será apresentado um modelo de distribuição de pressão baseada na equação de von Kármán, que embora tenha como hipótese que o processo de enchimento seja quase estático, leva em consideração as forças de inércias da placa.

5.2 - Equação de Von Kármán para Distribuição de Pressão

O desenvolvimento desse modelo será baseado nas seguintes hipóteses:

- a) as seções planas verticais permanecem planas durante o processo
- b) a deformação elástica do material é desprezível comparada com a deformação plástica e o material da placa é homogêneo;
- c) largura da placa maior que o arco de contato e este é maior que a espessura da placa;
- d) estado plano de tensão;

- e) não há aumento da largura da placa. Essa condição será aproximadamente satisfeita se a espessura da placa é pequena comparada com a largura;
- f) lei de atrito seco: $\tau = \mu p$, onde μ é constante ao longo do arco de contato;
- g) processo quase-estático durante a fase de enchimento.

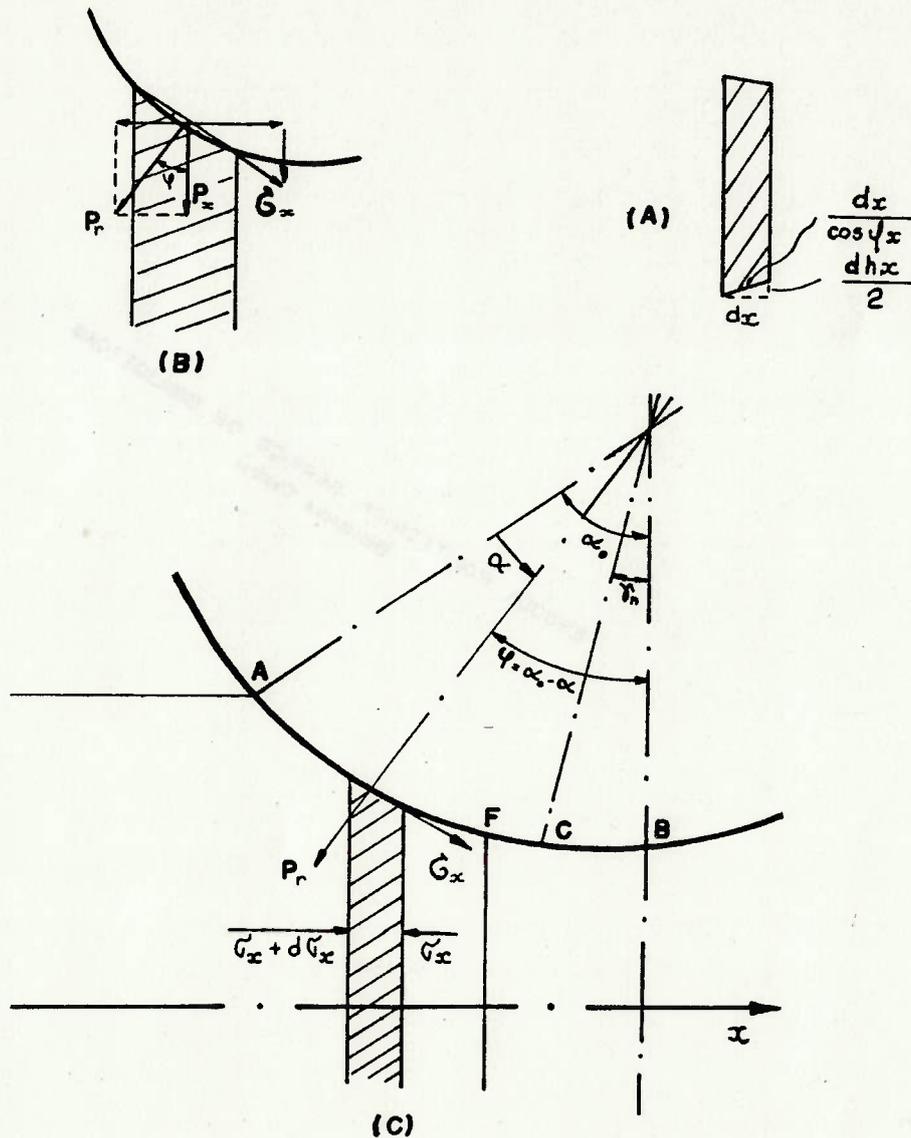


FIGURA 5.2: Tensões elementares atuando num elemento da placa situado na zona de escorregamento à ré.

Inicialmente serão desenvolvidas as equações desse segundo modelo com a hipótese de velocidade de aproximação da placa menor que a de regime.

As equações de equilíbrio das forças atuantes no elemento da placa mostrado na Figura 5.2(c) são, respectivamente nas direções x e y:

$$\left(\sigma_x + d\sigma_x \right) \left(h_x + dh_x \right) - \sigma_x h_x + 2 \left[-p_r \operatorname{sen}(\alpha_0 - \alpha) \frac{dx}{\cos(\alpha_0 - \alpha)} + \tau_x \cos(\alpha_0 - \alpha) \frac{dx}{\cos(\alpha_0 - \alpha)} \right] = 0 \quad (5.1)$$

$$\sigma_y dx - p_r \frac{dx}{\cos(\alpha_0 - \alpha)} \cos(\alpha_0 - \alpha) + \tau_x \frac{dx}{\cos(\alpha_0 - \alpha)} \operatorname{sen}(\alpha_0 - \alpha) = 0 \quad (5.2)$$

onde os sinais mais e menos significam:

- + zona de escorregamento à ré
- zona de escorregamento à vante

Da Figura 5.2(a) tem-se:

$$\operatorname{tg}(\alpha_0 - \alpha) = \frac{dh_x}{2dx} \quad \rightarrow \quad dx = \frac{dh_x}{2 \operatorname{tg}(\alpha_0 - \alpha)} \quad (5.3)$$

substituindo na equação (5.1) e desprezando os diferenciais de segunda ordem tem-se:

$$\sigma_x dh_x + d\sigma_x h_x - p_r dh_x + \tau_x \frac{dh_x}{\operatorname{tg}(\alpha_0 - \alpha)} = 0 \quad (5.4)$$

ou, de outra forma:

$$d\sigma_x - (p_r - \sigma_x) \frac{dh_x}{h_x} + \tau_x \operatorname{ctg}(\alpha_0 - \alpha) \frac{dh_x}{h_x} = 0 \quad (5.5)$$

A relação entre σ_x e p_r pode ser obtida através da Teoria da Plasticidade para estado plano de tensão.

De acordo com o Critério de Tresca o escoamento do material ocorre quando a tensão de cisalhamento máxima atinge o valor da tensão de cisalhamento no ensaio uniaxial de tração.

A tensão de cisalhamento máxima é dada por:

$$\tau_{\max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \quad (5.6)$$

onde $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ são, respectivamente, as tensões principais.

Para o estado de tração uniaxial tem-se:

$$\sigma_1 = \sigma_0 \quad \text{e} \quad \sigma_2 = \sigma_3 = 0$$

onde σ_0 é a tensão de escoamento. Assim, tem-se:

$$\tau_{\max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \rightarrow \frac{\sigma_0}{2} = \tau_0 \quad (5.7)$$

onde τ_0 é a tensão de cisalhamento de escoamento ou tensão de cisalhamento puro num ensaio de torção.

Assim, o critério da tensão de cisalhamento máxima é dado por:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_0 = 2 \tau_0 \quad (5.8)$$

Admitindo que os eixos das tensões principais coincidem com a vertical e horizontal, tem-se:

σ_1 : tensão principal na vertical

$\sigma_x = \sigma_2$: tensão principal na horizontal

Assim, da equação (5.2) tem-se:

$$\sigma_1 = \left[p_r \frac{dx}{\cos(\alpha_0 - \alpha)} \cos(\alpha_0 - \alpha) \pm \tau_x \frac{dx}{\cos(\alpha_0 - \alpha)} \operatorname{sen}(\alpha_0 - \alpha) \right] \frac{1}{dx} \quad (5.9)$$

Admitindo que $\tau_x = \mu p_r$ e observando que μ e $\operatorname{tg}(\alpha_0 - \alpha)$ são pequenos, o termo $\mu \operatorname{tg}(\alpha_0 - \alpha)$ pode ser desprezado em relação à unidade. Assim:

$$\sigma_1 = p_x \cong p_r$$

Pelo critério de Tresca:

$$p_x - \sigma_x = 2\tau_0 \quad \text{ou} \quad \sigma_x = p_x - 2\tau_0$$

Substituindo na equação (5.3) tem-se:

$$d(p_x - 2\tau_0) = \left(2\tau_0 \mp \tau_x \operatorname{ctg}(\alpha_0 - \alpha) \right) \frac{dh_x}{h_x} \quad (5.10)$$

Admitindo que a tensão de escoamento não varia ao longo do arco de contato [1,32] (hipótese verdadeira em laminação a quente, onde a recristalização elimina o encruamento) e também no transiente devido à entrada da placa, tem-se:

$$dp_x = \left(2\tau_0 \mp \tau_x \operatorname{ctg}(\alpha_0 - \alpha) \right) \frac{dh_x}{h_x} \quad (5.11)$$

ou para $\tau_x = \mu p_x$:

$$dp_x = \left[2\tau_o + \mu p_x \operatorname{ctg}(\alpha_o - \alpha) \right] \frac{dh_x}{h_x} \quad (5.12)$$

Aproximando o arco AF mostrado na Figura 5.2(c) pela corda \overline{AF} ou, caso a frente da placa já tenha passado a zona neutra, o arco ACF pelas duas cordas \overline{AC} e \overline{CF} a integração da equação (5.12) se simplifica. Tal simplificação proposta por Tsilicov [1,4] para o regime permanente, dá bons resultados desde que o ângulo de contato seja menor que o ângulo de atrito, em processos de média e alta redução.

Para o trecho em que a frente não atingiu a zona neutra admite-se que:

$$\operatorname{tg}(\alpha_o - \alpha) = \operatorname{tg} \frac{\alpha_o + \alpha_F}{2} = \text{cte} \quad (5.13)$$

tem-se:
$$dp_x = \left[2\tau_o - \delta_o p_x \right] \frac{dh_x}{h_x} \quad (5.14)$$

onde:
$$\delta_o = \frac{\mu}{\operatorname{tg} \frac{\alpha_o + \alpha_F}{2}} \quad (5.15)$$

Para o trecho CF, admitindo-se que:

$$\operatorname{tg}(\alpha_o - \alpha) = \operatorname{tg} \frac{\gamma_n + \alpha_F}{2} = \text{cte} \quad (5.16)$$

tem-se:
$$dp_x = \left[2\tau_o + \delta_1 p_x \right] \frac{dh_x}{h_x} \quad (5.17)$$

onde:

$$\delta_1 = \frac{\mu}{\operatorname{tg} \frac{\gamma_n + \alpha_F}{2}} \quad (5.18)$$

Integrando a equação (5.14) tem-se:

$$p_x = C_0 h_x^{-\delta_0} + \frac{2\tau_0}{\delta_0} \quad (5.19)$$

Integrando a equação (5.17) tem-se:

$$p_x = C_1 h_x^{\delta_1} - \frac{2\tau_0}{\delta_1} \quad (5.20)$$

onde C_0 e C_1 podem ser determinadas através das condições de tensão em A e C:

para o ponto C : $p = p_{\gamma_n} \quad (h_x = h_{\gamma_n})$

para o ponto A : $p = 2\tau_0 - \frac{m\ddot{x}}{h_0 B} \quad (h_x = h_0)$

onde $m\ddot{x}$ é a força de inércia devido à aceleração a que a placa está sujeita durante a entrada, conforme a Figura 5.3.

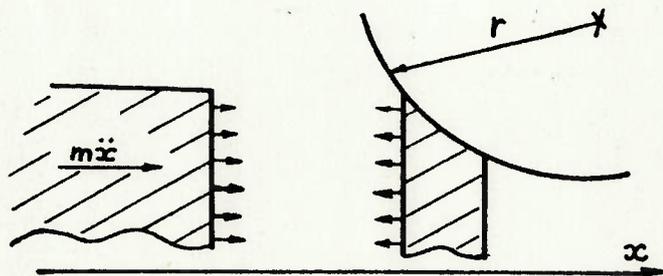


FIGURA 5.3: Tensão na placa devido a aceleração a que está sujeita

Substituindo esses valores nas eqs. (5.19) e (5.20) tem-se:

$$C_0 = 2 \tau_0 \left[1 - \frac{1}{\delta_0} \right] h_0^{\delta_0} - \frac{m \ddot{x}}{h_0 B} h_0^{\delta_0} \quad (5.21)$$

$$C_1 = \left[p_{\gamma_n} + \frac{2\tau_0}{\delta_1} \right] h_{\gamma_n}^{-\delta_1} \quad (5.22)$$

Portanto, as expressões para a pressão de laminação durante o transiente são:

a) para o trecho de escorregamento à ré:

$$p_x = \left[2 \tau_0 \left(1 - \frac{1}{\delta_0} \right) - \frac{m \ddot{x}}{h_0 B} \right] \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^{\delta_0} + \frac{2 \tau_0}{\delta_0} \quad (5.23)$$

ou

$$p_x = \frac{2 \tau_0}{\delta_0} \left[\left(\zeta_0 \delta_0 - 1 \right) \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^{\delta_0} + 1 \right] \quad (5.24)$$

onde

$$\zeta_0 = \frac{2 \tau_0 - \sigma_A}{2 \tau_0}, \quad \sigma_A = \frac{m \ddot{x}}{h_0 B} \quad (5.25)$$

b) para o trecho de escorregamento à vante:

$$p_x = \frac{2 \tau_0}{\delta_1} \left[\left(\frac{p_{\gamma_n}}{2 \tau_0} \delta_1 + 1 \right) \left(\frac{h_x}{h_{\gamma_n}} \right)^{\delta_1} - 1 \right] \quad (5.26)$$

onde:

$$p_{\gamma_n} = \frac{2 \tau_0}{\delta_0} \left[\left(\delta_0 - 1 \right) \left(\frac{h_0}{h_{\gamma_n}} \right)^{\delta_0} + 1 \right]$$

O erro incorrido ao se aproximar o arco de contato por uma corda nas equações (5.24) e (5.26) é pequeno [1] exceto nos casos onde o ângulo de contato se iguala ou é maior que o ângulo de atrito. Nessas condições, a tensão σ_x varia ao longo da placa numa

grande dependência não só das forças de atrito mas também da variação da projeção horizontal p_x . Assim, nesse caso, o arco de contato pode ser dividido em várias pequenas cordas, utilizando nas equações (5.24) e (5.26) os vários valores correspondentes de δ , que dependerá da inclinação de cada corda em relação à horizontal.

Essas equações foram deduzidas levando em conta que a primeira zona de escorregamento a se formar é a de escorregamento à ré, a qual ocorre quando a placa se aproxima com velocidade menor que a do regime.

Quando a placa se aproxima com velocidades maiores a primeira zona a se formar é a zona de escorregamento à vante. Nessa situação as equações acima são as mesmas, só diferindo nas condições de contorno utilizadas na integração da equação (5.17).

No caso de se formar primeiro uma zona de escorregamento à vante, a equação (5.17) é a que inicialmente descreverá a distribuição de pressões.

Nessa situação, a condição de contorno para integração da equação (5.17) é, em qualquer instante:

$$\text{ponto A : } p = 2 \tau_0 + \frac{m \ddot{x}}{h_0 B} \quad (h_x = h_0)$$

Convém notar que a tensão devido às forças de inércia no plano de entrada são de sentido oposto ao caso anterior, pois a placa estará sendo desacelerada.

Assim integrando a equação (5.17) com essa nova condição de contorno tem-se:

$$P_x = \frac{2 \tau_0}{\delta_0} \left[\left(\zeta_0 \delta_0 + 1 \right) \left(\frac{h_x}{h_0} \right)^{\delta_0} - 1 \right] \quad (5.28)$$

onde

$$\zeta_0 = \frac{2 \tau_0 + \sigma_A}{2 \tau_0}, \quad \sigma_A = \frac{m \ddot{x}}{h_0 B} \quad (5.29)$$

5.3 - Segundo Modelo Dinâmico

Esse modelo de distribuição de pressão ao longo do arco de contato será utilizado no modelo dinâmico representado pelas equações (4.1), (4.2), (4.3), (4.4) e (4.6).

Os métodos numéricos utilizados na resolução das equações acima serão:

- método de Runge Kutta de 4.^a ordem para solução da eq. (4.1);
- método de Simpson para integração das eqs. (4.2) e (4.3);
- método de Newton-Rapson para solução da eq. (4.6);

Em linhas gerais a metodologia de resolução desse segundo modelo dinâmico para o caso de velocidade de aproximação da placa menor que a de regime será

- i) inicia-se o processo de integração da eq. (4.1) com o segundo membro nulo.
- ii) no segundo passo dessa integração, com os valores de x , \dot{x} e \ddot{x} obtidos no passo anterior, acha-se a solução da eq. (4.6), calcula-se a pressão dada pela eq. (5.24) e calcula-se as integrais dadas pelas eqs. (4.2) e (4.3). Para o cálculo da expressão (5.24) será admitido que o ângulo de inclinação da secante que define o elemento δ dessa equação será o da inclinação da secante definida em cada instante pelos pontos A e F da Figura 5.2.
- iii) prossegue-se a resolução desta maneira, sempre verificando se a projeção horizontal da velocidade periférica do cilindro do

ponto que coincide com a frente da placa, em cada instante, é igual à velocidade da placa. Quando isso ocorrer, marca-se o ângulo correspondente, e se admitirá que essa será a seção neutra. iv) a partir desse ângulo, o processo de cálculo será realizado como descrito acima, com a diferença que a eq. de pressão a ser utilizada a partir desse ângulo será a eq. (5.26), e a força tangencial resultante no arco de contato a partir desse ângulo será negativa.

v) o processo pára quando a frente do lingote passa pela seção de saída dos cilindros.

Quando a velocidade de aproximação da placa for maior que a de regime, os passos i) e ii) são os mesmos, com a ressalva que a equação de pressão utilizada no passo ii) é a (5.28), e a componente T_x da equação (4.1) é negativa.

Prossegue-se a resolução desta maneira, sempre verificando se a projeção horizontal da velocidade periférica do cilindro no plano de entrada coincide com a velocidade da placa, em cada instante.

5.4 Simulações

Verificou-se nas simulações que como no caso do primeiro modelo, a velocidade da placa estabiliza quando a projeção horizontal da velocidade periférica do cilindro no plano de entrada coincide com a velocidade da placa. Ou seja a placa é desacelerada totalmente até a velocidade de regime, antes de atingir o plano de saída. A partir desse instante, a simulação prossegue levando em conta que a placa continua a entrar nos cilindros, mas com velocidade constante, e com a formação da zona

de escorregamento á ré.

O processo pára quando a frente do lingote passa pela seção de saída dos cilindros.

Foram realizadas duas séries de simulações com o segundo modelo: a primeira com velocidades de aproximação da placa menores que a de regime e outra com velocidades maiores.

As velocidades utilizadas nas duas séries são respectivamente: 2 m/s, 3 m/s, 4 m/s e 6 m/s, 7m/s, 8 m/s.

5.5.1 Primeira Série de Simulações

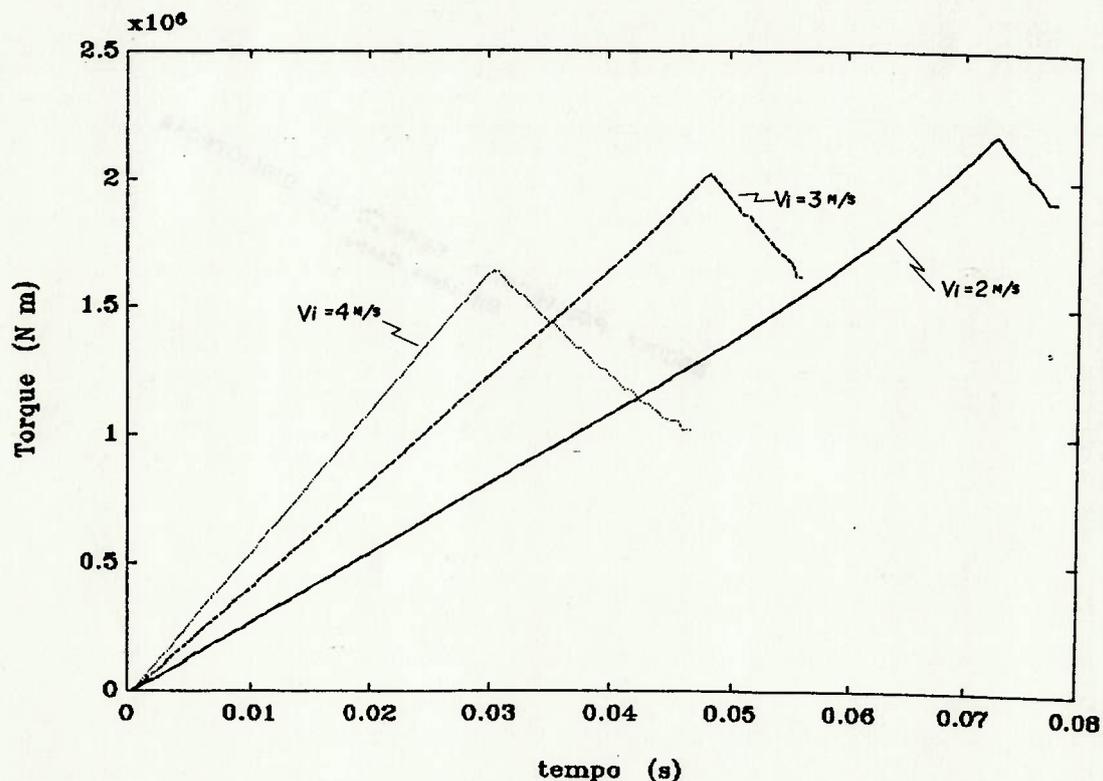


FIGURA 5.4: Torque gerado num cilindro de laminação durante a entrada da placa para velocidades iniciais de 2 m/s, 3 m/s e 4 m/s

A Fig. 5.4 mostra o torque gerado num cilindro durante a entrada da placa nos cilindros de laminação para velocidades

iniciais de aproximação de 2 m/s, 3 m/s e 4 m/s.

A Fig. 5.5 mostra a evolução da velocidade da placa durante a mordida.

Nota-se do gráfico da Fig. 5.4 que há um pico de torque exatamente na posição da seção neutra, como no modelo anterior.

Percebe-se uma certa similitude entre esses resultados e os do primeiro modelo, pois para velocidades maiores os picos de torque são menores e são atingidos mais rapidamente.

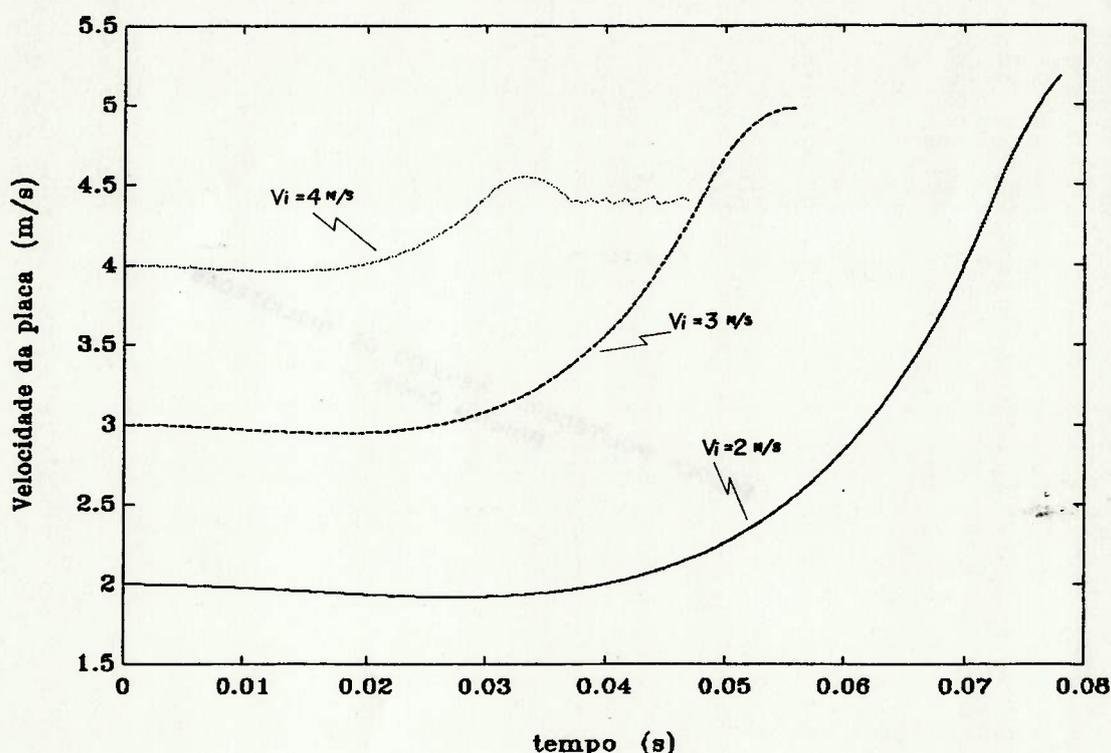


FIGURA 5.5: Velocidade da placa durante a mordida, para velocidades iniciais de aproximação de 2 m/s, 3 m/s e 4 m/s

Da Fig. 5.5 observa-se que como no primeiro modelo o caso de velocidade inicial de aproximação de 4 m/s é o único no qual a placa entra em regime durante a fase de enchimento do arco de contato. Nas demais, o plano de saída é atingido sem que a

velocidade do lingote atinja a velocidade de regime.

Como no primeiro as forças tangenciais e normais em cada seção devem diminuir de intensidade não só durante o tempo de enchimento mas também após todo o arco de contato ter sido preenchido.

A Fig. 5.6 mostra a distribuição de pressão ao longo do arco de contato formado durante o tempo de entrada da placa.

A Fig. 5.7 mostra a mesma distribuição, mas em função do comprimento do arco de contato.

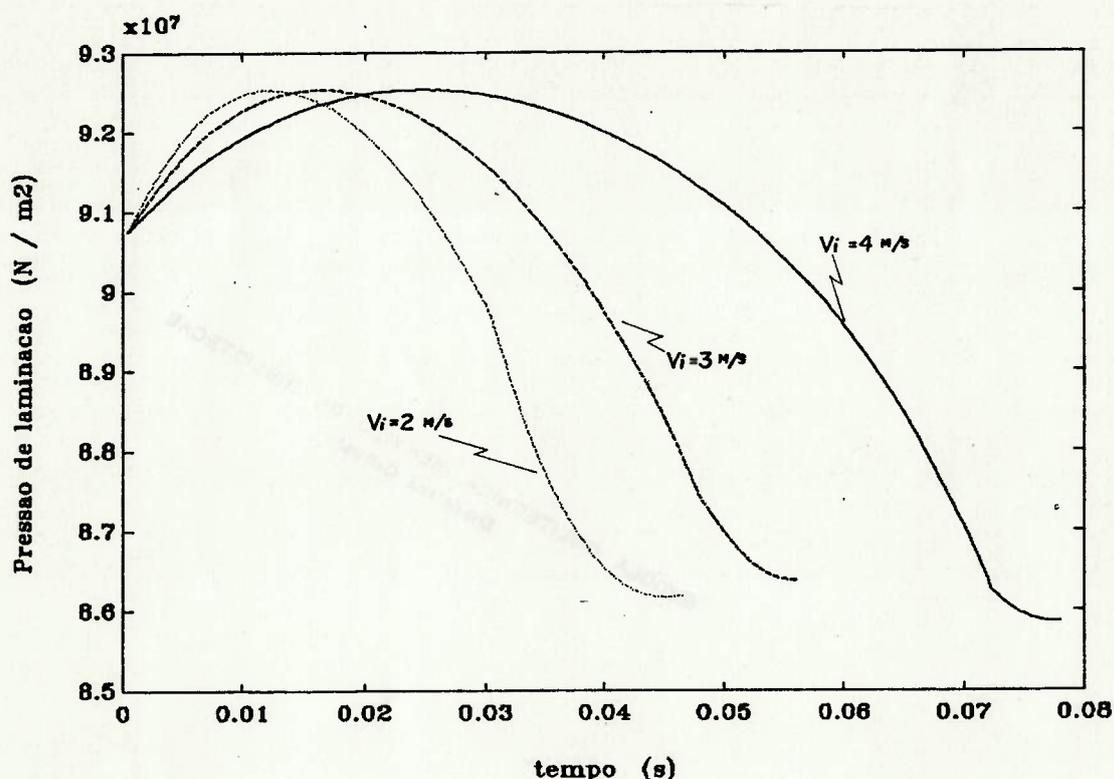


FIGURA 5.6: Distribuição de pressão durante o tempo de entrada para velocidades iniciais de aproximação da placa de 2, 3, 4 m/s.

Nota-se pela Fig. 5.6 que dependendo da velocidade de entrada a distribuição se forma mais rapidamente ou não, enquanto que pela Fig. 5.7 vê-se que as distribuições de pressões para cada caso de velocidade inicial são praticamente iguais.

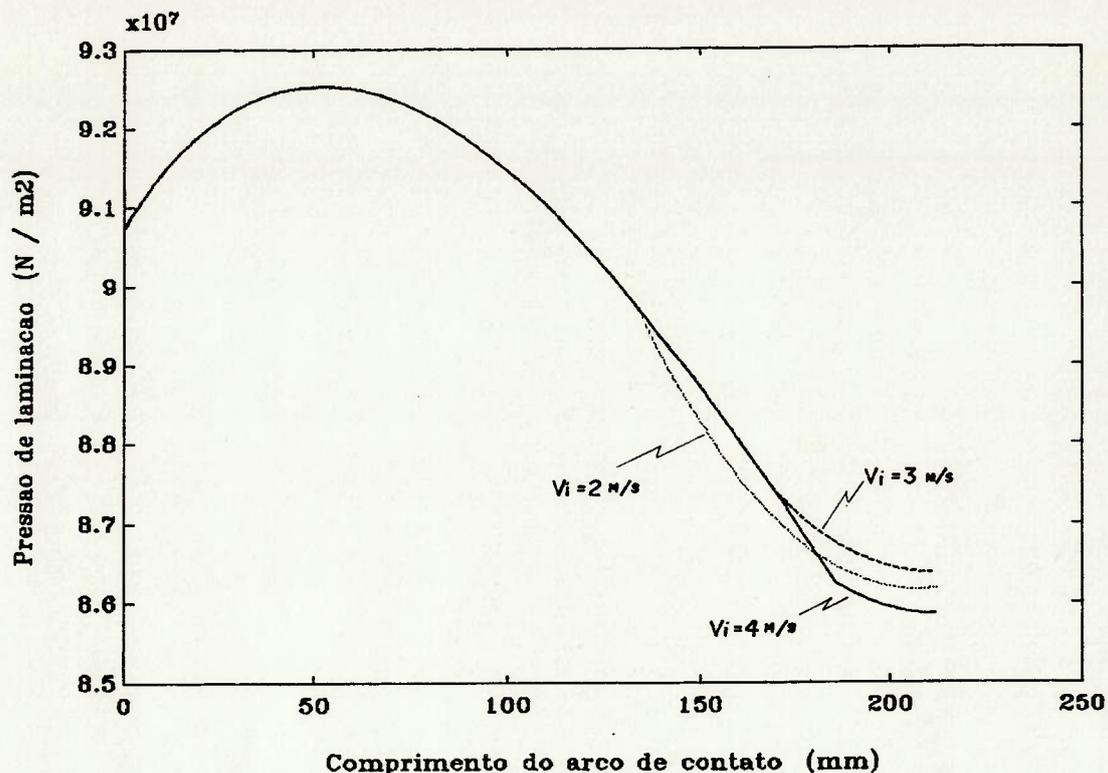


FIGURA 5.7: Distribuição de pressão ao longo do arco de contato para velocidades iniciais de aproximação da placa de 2, 3, 4 m/s.

Como a placa será acelerada até a velocidade de regime para qualquer dos casos de velocidade de aproximação, isso provoca uma diminuição da pressão: as forças de inércia funcionam como uma tensão à ré que muda continuamente durante a entrada.

A Fig 5.8 mostra os torques determinados pelo primeiro modelo (chamado de GR1 - pressão de laminação constante) e segundo modelo (chamado de GR2 - pressão variável).

Aparentemente o fato de se ter uma forma de distribuição variável, afeta no valor do torque. Mas isso pode ser devido à superestimação do valor da pressão constante no primeiro modelo.

Mas observando as curvas para velocidades iniciais de 2 e 4 m/s nota-se que o instante de ocorrência do pico também é afetado, ou seja, o instante de ocorrência da seção neutra é menor no segundo

modelo que primeiro.

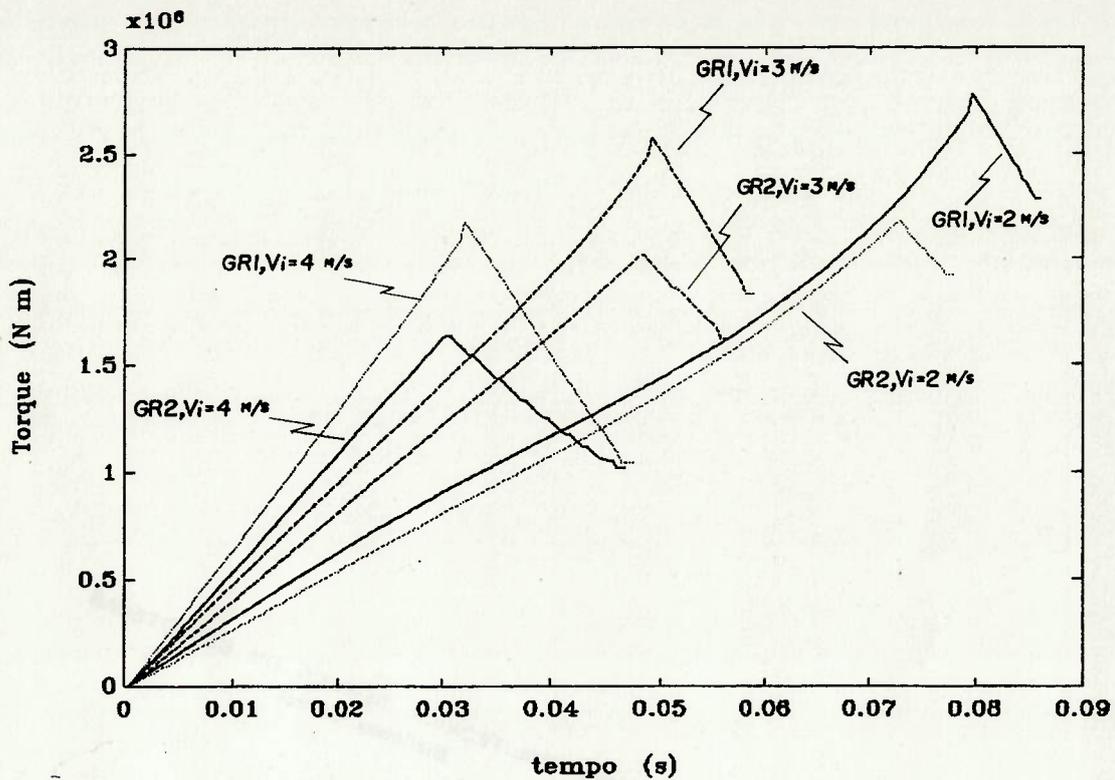


FIGURA 5.8: Comparação dos torques gerados num cilindro de laminação durante a entrada da placa para velocidades iniciais de 2 m/s, 3 m/s e 4 m/s, determinados pelo primeiro modelo (GR1) e segundo modelo (GR2).

4.5.2 Segunda Série de Simulações

A Fig. 5.9 mostra o torque gerado num cilindro durante a entrada da placa para velocidade inicial de aproximação de 6 m/s, 7 m/s e 8 m/s.

A Fig 5.10 mostra a evolução da velocidade da placa durante a mordida para essas mesmas velocidades iniciais.

Da mesma maneira que no primeiro modelo, inicialmente o torque é negativo (Fig. 5.9), pois a placa precisa ser freada até a velocidade de regime. Ou seja inicialmente forma-se-á uma zona de

escorregamento à vante e posteriormente a zona de escorregamento à ré.

O pico de torque ocorre quando a velocidade da placa iguala a projeção horizontal da velocidade do cilindro no plano de entrada. A partir desse instante começa a formar-se a zona de escorregamento à ré, com as tensões tangenciais invertendo de sentido.

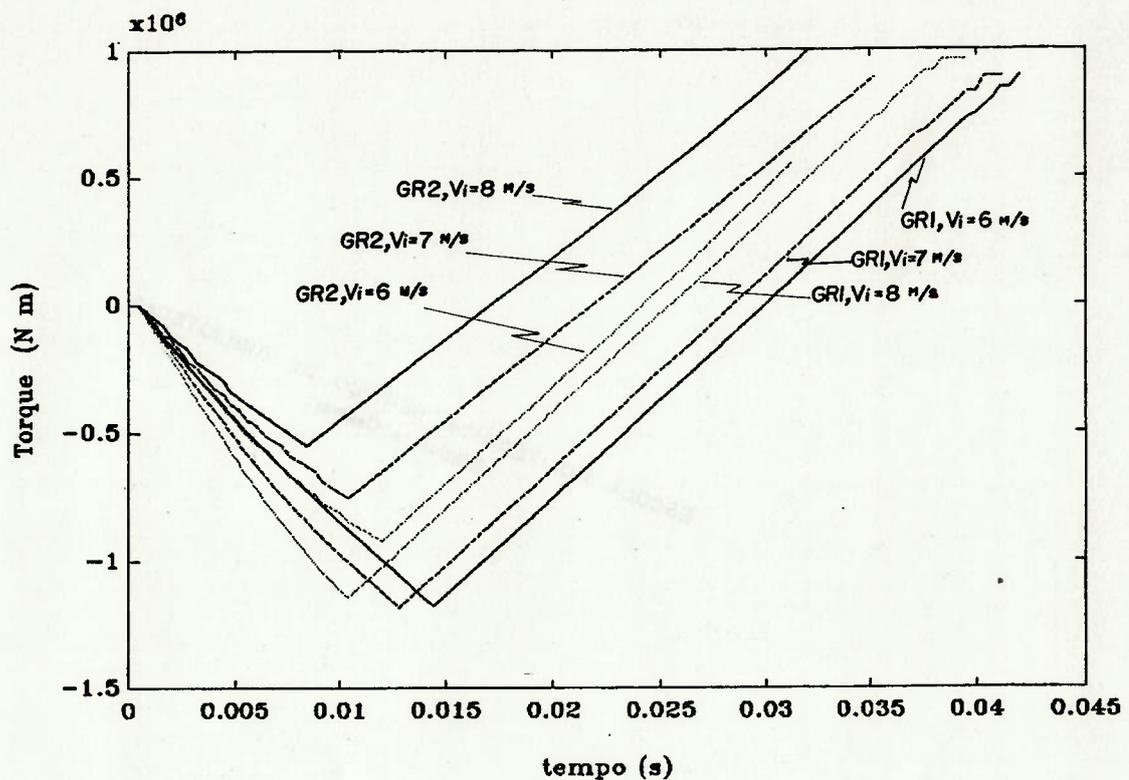


FIGURA 3.9: Comparação dos torques gerados num cilindro de laminação durante a entrada da placa para velocidades iniciais de 6 m/s, 7 m/s e 8 m/s, determinados pelo primeiro modelo (GR1) e segundo modelo (GR2).

Nota-se também que o pico de torque é atingido mais rapidamente para velocidades maiores de aproximação.

Comparando os resultados dos dois modelos percebe-se que o torque determinado com o segundo é menor que no primeiro.

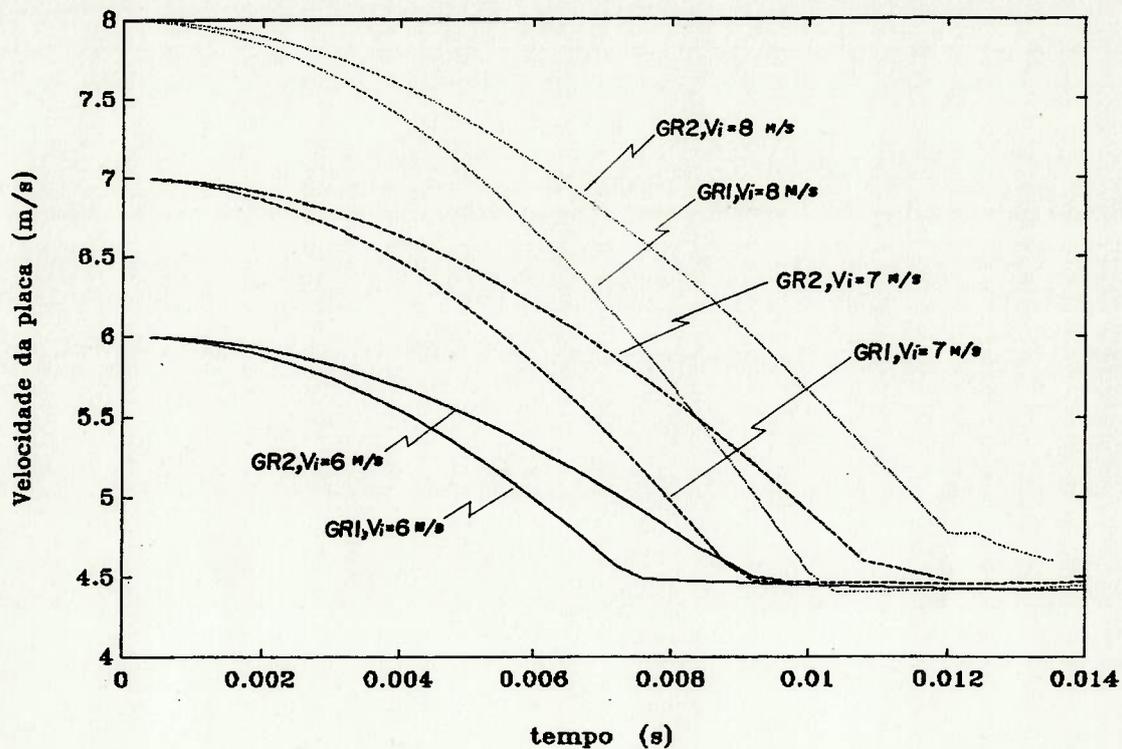


FIGURA 5.10: Comparação da evolução das velocidades da placa durante a entrada para velocidades iniciais de 6 m/s, 7 m/s e 8 m/s, determinados pelo primeiro modelo (GR1) e segundo modelo (GR2).

Deve-se observar que os instantes em que a placa atinge o regime (em cada caso de velocidade de aproximação) diferem de acordo com a velocidade inicial (Fig 5.10). Comparando as evoluções das velocidades, percebe-se também que para o primeiro modelo é mais rápida que no segundo.

Assim, a forma de distribuição de pressão afeta tanto a convergência da velocidade da placa para a de regime como a intensidade do torque gerado, bem como o instante de ocorrência do pico de torque.

5.6 Considerações sobre os dois Modelos

Nos dois modelos, foi admitido que as componentes horizontais das forças tangenciais (T_x) e normais (N_x) dependiam somente do grau de enchimento do arco de contato. Não foi levado em consideração o fato de que podem variar, em cada seção, com o tempo. Isso deve acarretar a um erro na determinação da seção neutra e portanto, nas dimensões das zonas de escorregamento.

Como as forças tangenciais são de sentidos contrários em cada zona de escorregamento, é importante a correta avaliação das dimensões dessas zonas, pois influirão na aceleração da placa e no torque atuante nos cilindros.

A hipótese de processo quase estático não leva em conta uma série de forças dissipativas inerentes ao processo de deformação. A maneira como o metal escoou durante a fase de entrada não é igual a do regime.

Isso afeta tanto a forma de distribuição de pressão como a sua evolução no tempo numa determinada seção.

6 - SIMULAÇÃO DINÂMICA DO ACIONAMENTO DE UMA CADEIRA DE LAMINAÇÃO UTILIZANDO OS MODELOS DESENVOLVIDOS DE CARREGAMENTO NOS CILINDROS

Neste capítulo será apresentada uma aplicação do modelo desenvolvido de torque gerado pela entrada da placa numa cadeira de laminação.

O laminador utilizado é o da cadeira F2 de tiras a quente da COSIPA [38].

6.1 Modelo Dinâmico do Acionamento da Cadeira

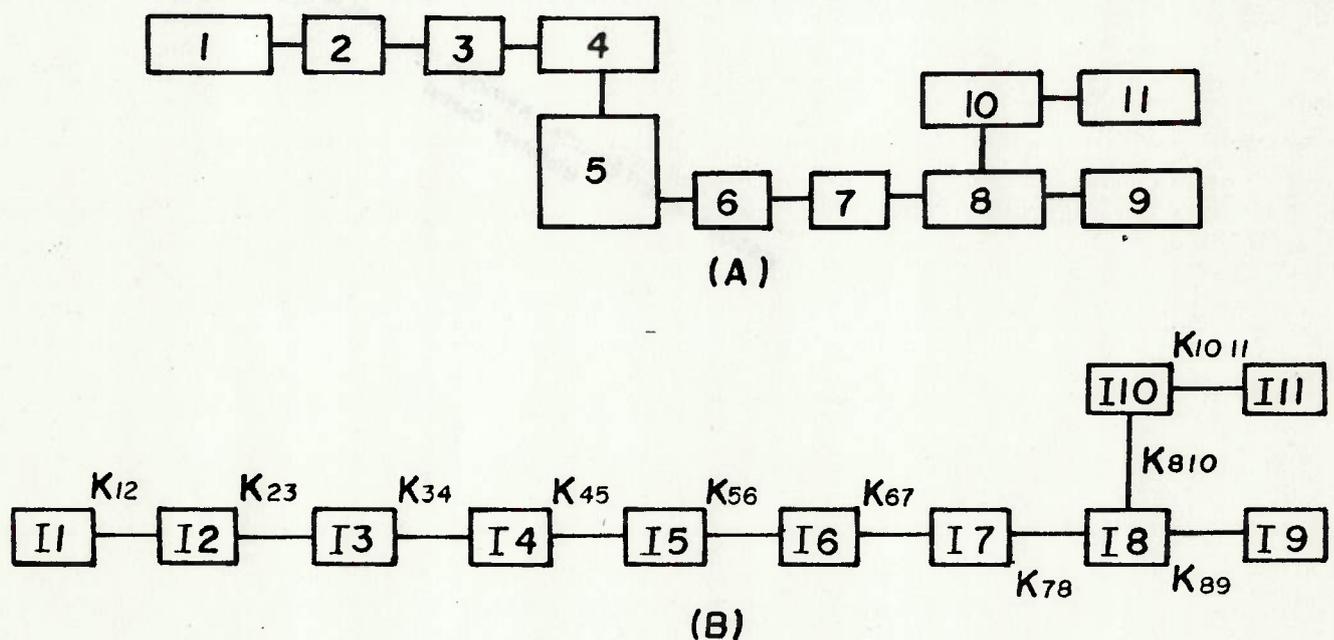


FIGURA 6.1: (a) Desenho esquemático do laminador com seus elementos típicos, onde: 1 - motor elétrico, 2, 3, 5, 7, - acoplamentos, 8 e 10 - engrenagens de distribuição, 4 e 9 pinhão e coroa do redutor, 9 e 11 - cilindros de laminação; (b) modelo discretizado mostrando as inércias (I) e rigidez (K).

O acionamento do laminador foi modelado de maneira análoga ao laminador mostrado no Capítulo 3 Fig 3.2, como uma série de estações com inércias concentradas conectadas por molas torcionais sem massa, conforme Fig. 8.1. Neste caso não é levado em conta o amortecimento ao longo do acionamento, e assim, as equações de movimento na forma matricial são dadas (3.1) com o termo $[\bar{C}]$ nulo.

É um laminador de um motor que fornece potência de 3340 HP a uma rotação de 170 rpm, em regime, com uma redução de velocidade (no redutor mostrado na FIG 8.1) de 2,85. O torque de regime é de 140000 Nm. Não foi utilizado curva de reação do motor elétrico.

TABELA 8.1: Valores das inércias e rigidez do modelo discretizado.

N.º da estação	Inércias (N m s ² /rd)	Rigidez (N m/rd) x 10 ⁷
01	10620,64	14,125
02	193,91	69,382
03	193,91	13,108
04	229,84	219,220
05	1350,35	12,308
06	187,92	4,610
07	187,92	8,599
08	70,06	6,283
09	176,39	
10	70,06	6,283
11	176,39	$K_{8,10} = 42,556$

As frequências naturais torcionais do sistema obtidas

resolvendo o autoproblema $[K]\langle\Phi\rangle = \lambda[M]\langle\Phi\rangle$, onde $[K]$ e $[M]$ são as matrizes de inércia e rigidez do modelo na forma linear (sem folgas) e $\langle\Phi\rangle$ e λ são respectivamente os autovetores e autovalores, são (em Hz):

$\omega_1 = 20.99$, $\omega_2 = 29.92$, $\omega_3 = 34.08$, $\omega_4 = 64.79$, $\omega_5 = 135.22$, $\omega_6 = 151.90$
 $\omega_7 = 179.90$, $\omega_8 = 445.05$, $\omega_9 = 544.93$, $\omega_{10} = 571.81$.

6.2.1 Folgas no Acionamento

O modelo de folgas utilizado é o mostrado no item 3.2.1.

As simulações foram realizadas considerando dois casos relativos à folgas: linear (sem folga) e com as folgas mostradas na Tabela 6.2 [36].

TABELA 6.2: Folgas consideradas nas simulações.

N.º da estação	Folgas (º)
2-3	0,125
4-5	0,140
6-7	0,332
7-8	0,436
8-9	7,490
10-11	7,490

6.2.2 Torque de Carregamento nos Cilindros

Utilizou-se dois tipos de excitação de torque nas simulações: o segundo modelo de torque gerado pela entrada da placa nos

cilindros de laminação e uma função degrau no valor do torque de regime.

Os dados utilizados para o segundo modelo de torque são:

- largura da placa: 1,2 m
- espessura: 0,0185 m
- espessura final: 0,0153 m
- diâmetro dos cilindros de trabalho: 0,615 m
- velocidade periférica: 2 m/s
- coef. de atrito: 0,27
- ângulo de ataque: 5,85°
- tensão de escoamento do material: $59 \times 10^7 \text{ N/m}^2$

As velocidades de aproximação utilizadas para simular a entrada da placa nos cilindros são mostradas na Tabela 6.3.

A velocidade de regime considerada é de cerca de 2 m/s.

TABELA 6.3: Velocidades de aproximação utilizadas nas simulações

N.º da velocidade	Velocidade inicial (m/s)
1	1,0
2	1,4
3	1,7
4	2,3
5	2,7
6	3,0

Quando a placa entra na cadeira F2 do trem de tiras a quente da COSIPA, não saiu ainda da cadeira F1. Surge então o problema de se determinar a massa efetiva do material que está entrando na F2.

Como esse assunto foge ao escopo desse trabalho as simulações foram realizadas considerando tres casos de massa, mostrados na Tabela 6.4.

TABELA 6.4: Casos de massas da placa considerados nas simulações

N.º da massa	massa (kg)
1	6000
2	12000
3	24000

Procurou-se com isso verificar tanto a influência da massa efetiva da placa como a sua velocidade de aproximação em relação aos cilindros no TAF do sistema de acionamento.

6.2.3 O Programa de Simulação

Como o menor período natural do sistema é 0,0017 s, e o tempo de entrada da placa determinada através da simulação do segundo modelo é da ordem de 0,02 s, o modelo de torque gerado nos cilindros não pode ser encarado como uma excitação impulsiva.

Assim adaptou-se o programa de simulação do sistema de acionamento acoplado as equações que definem o segundo modelo de torque gerado nos cilindros pela entrada da placa às equações de movimento do acionamento.

6.3 Amplificações de Torque no Sistema - Simulações

Foram realizadas simulações com a finalidade de verificar os TAF que ocorrem no sistema de acionamento tendo as folgas mostradas na Tabela 6.2, com o modelo de perturbação de torque desenvolvido no Capítulo 5 e com uma função do tipo degrau.

Os resultados apresentados a seguir referem-se ao TAF na seção 1-2, onde ocorrem os maiores TAF no sistema.

Para cada caso de massa mostrado na Tabela 6.3, utilizou-se as velocidades de aproximação mostrada na Tabela 6.2.

A Fig. 6.2 mostra o valor do TAF obtido em cada caso de massa, para as várias velocidades de aproximação, e para o caso de função de excitação do tipo degrau.

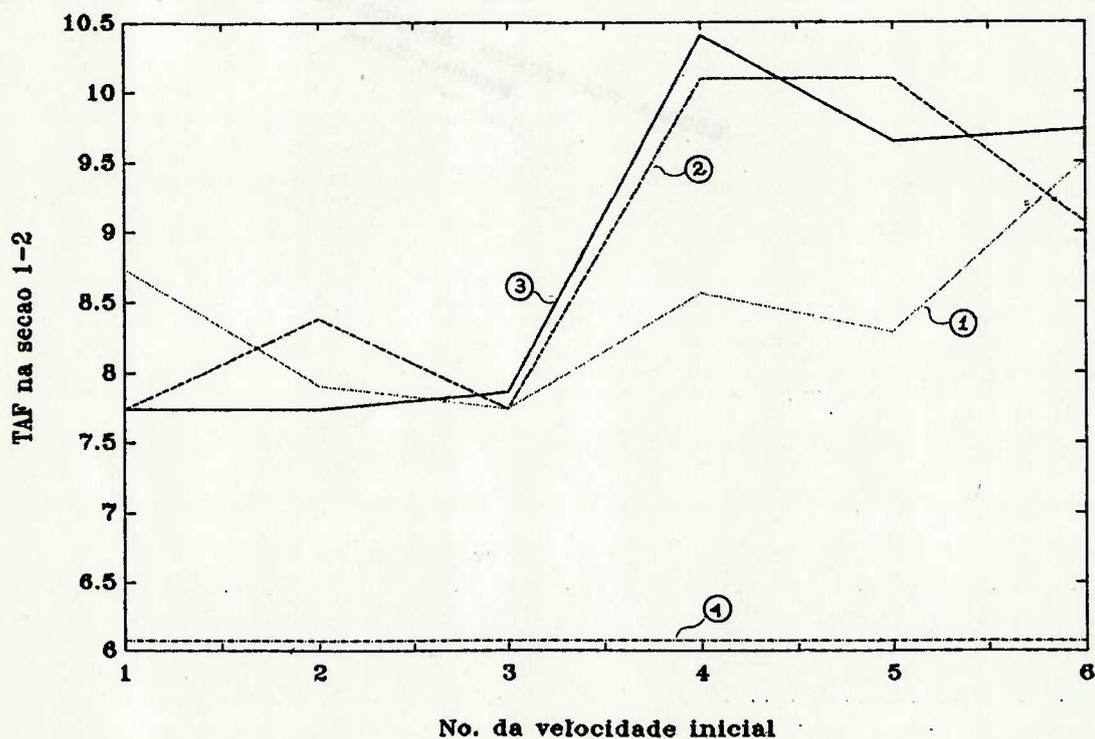


FIGURA 6.2: TAF na seção 1-2 vs. o n.º da velocidade inicial da placa (conforme Tabela 6.3), com os casos de folgas da Tabela 6.2.

Nessa figura observa-se que quando se aproxima a perturbação de torque provocada pela entrada da placa por uma função degrau, não se leva em consideração a influência da velocidade de aproximação da placa.

Nota-se que para velocidades inferiores as de regime, o TAF é menor do que para velocidades maiores, pois a perturbação de torque gerada nos cilindros para velocidades menores é menos drástica.

Para a velocidade inicial $V_{i_3} = 1,7$ m/s, que é, das velocidade menores, a mais próxima da velocidade de regime, tem-se o TAF menor. Caso a velocidade de aproximação fosse igual à do regime, não haveria efeito de forças de inércias na perturbação de torque nos cilindros durante a entrada, o que gera uma perturbação mais suave.

Nota-se também na Fig. 6.2 que dependendo da situação de entrada da placa e, portanto, do tipo de torque gerado nos cilindros, o fato de haver folgas no sistema influi significativamente no TAF do sistema.

Observa-se também a influência da massa considerada da placa.

6.4 Conclusões sobre os Resultados das Simulações

Dos resultados obtidos pode-se concluir que:

- os resultados mostram a dependência significativa do TAF com relação à velocidade de aproximação da placa relativa aos cilindros;

- o caso mais suave em termos de perturbação de torque nos cilindros (e em termos de TAF no sistema) devido à inércia da placa ocorre para velocidade de aproximação próxima à de regime;

- a influência da massa considerada da placa é significativa no valor do TAF do sistema.

7 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

7.1 Conclusões

Os resultados obtidos neste trabalho mostram com relação ao comportamento dinâmico do acionamento de uma cadeira de laminação que:

- a influência da função de carregamento nos cilindros no TAF é significativa;
- os modelos apresentados de torque gerado nos cilindros pela entrada da placa contemplam o efeito da velocidade de aproximação da placa e mostram a sua influência nos TAFs. Velocidades de aproximação maiores que a de regime geram TAF mais elevados do que as de velocidade de aproximação menores;
- o caso mais suave em termos de perturbação de torque nos cilindros (e em termos de TAF no sistema) ocorre para velocidade de aproximação próxima à de regime;
- é verificado o efeito de distribuição de pressão nos cilindros durante o transiente de entrada da placa e seu efeito sobre o TAF.
- tanto num modelo como noutro ocorre um pico de torque no cilindro devido à entrada da placa, quando surge a seção neutra;
- para velocidades de aproximação maiores que a de regime, o

torque nos cilindros é inicialmente negativo (se considerarmos como sendo positivo o torque de regime);

Diante dessas conclusões recomenda-se que ao se proceder a uma análise computacional do sistema de acionamento de um laminador, deve-se procurar determinar os valores e localização das folgas no sistema real, bem como determinar a função de entrada que caracterize o torque gerado pela entrada do material nos cilindros de laminação.

7.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

Um dos fatores mais importantes que deve ser ainda investigado para aperfeiçoar os modelos desenvolvidos de torque gerado nos cilindros pela entrada da placa é a determinação da massa efetiva da placa. Quando a placa entra na primeira cadeira de laminação, a sua massa é a total. Mas quando se trata de um trem de acabamento a placa entra na segunda cadeira sem ter saído totalmente da primeira. Assim, a massa efetiva a ser utilizada no cálculo do torque não é a massa total, mas parte dela.

O fato da placa entrar na cadeira seguinte sem ter saído totalmente da anterior pode acarretar o surgimento de uma tensão à ré podendo provocar um "laço" no material entre essas cadeiras.

Como essa tensão influi no transiente provocado pela entrada da placa, a simulação da cadeia como um todo torna-se necessária.

Outros fatores que ainda devem ser investigados para um aperfeiçoamento do modelo de perturbação de torque nos cilindros são:

- variação da tensão de escoamento do material durante a deformação;

- deformação elástica dos cilindros devido à força de separação dos cilindros exercida pela placa;

- a variação das tensões e deformações na zona de deformação em função do tempo;

O apoio de pesquisas experimentais é fundamental tanto para um entendimento mais aprofundado do problema do TAF como para um maior conhecimento dos fatores de que dependem as forças de contato placa/cilindro que surgem no transiente de entrada da placa.

BIBLIOGRAFIA

- 1) TSELIKOV, A.I. et alii. The theory of lengthwise rolling. Moscow, MIR, 1981. 342p.
- 2) BARROS, I.Q. Introdução ao cálculo numérico. São Paulo, Edgard Blücher, 1978. 114p.
- 3) HUMES, A.F.P.C. et alii. Noções Básicas de Cálculo Numérico. Instituto de Matemática da USP, 1982.
- 4) TSELICOV, A. Stress and strain in metal rolling. Moscow, Mir, 1967. 475p.
- 5) DIETER, G.E. Metalurgia mecânica 2.^a ed. Rio de Janeiro, Guanabara Dois, 1981. 653p.
- 6) WUSATOWSKI, Z. Fundamentals of rolling. Oxford, Pergamon Press, 1989. 679p.
- 7) LARKE, E.C.; COOK, M. The rolling of strip, sheet and plate. 2.^a ed. Londres, Chapman and Hall, 1983. 449p.
- 8) TARNOVSKII, I.Ya. et alii. Deformation of metals during rolling. Oxford, Pergamon Press, 1965. 449p.
- 9) DOYLE, L.E. Processos de fabricação e materiais para Engenharia. São Paulo, Edgard Blücher, 1962. 639p.
- 10) CHIAVERINI, V. Tecnologia mecânica. São Paulo, McGraw Hill, 1977. v. 1
- 11) POLUKHIN, P. et alii. Rolling mill practice. Moscow, Peace, s.d. 540p.
- 12) ABM. Laminação dos aços. noções básicas. São Paulo, 1986. 503p.
- 13) WILSON, K. A practical solution of torsional vibration problems. 3.^a ed. Londres, Chapman & Hall, 1969. 4v.
- 14) KASHAY, A.M. J&L-AISE torque amplification and vibration

- investigation project. Iron and Steel Engineer, Pittsburgh, 50(7):55-70, jul.1983.
- 15) ____; et alii. Dynamic shock phenomena in rolling mills. Journal of Engineering for Industry, New York, 94(2):647-59, may 1972. (Transactions of the ASME. Serie B).
- 16) WRIGHT, J. Tuning mill drives to minimize dynamic torques. Iron and Steel Engineer, Pittsburgh, 58(5):35-7, may 1981.
- 17) _____. Mill Drive system to minimize torque amplification. Iron and Steel Engineer, Pittsburg, 53(7):56-60, july 1978.
- 18) THOMAS, C.W.; JEWIK, H.; STRATFORD, R.P. Torque amplification and torsional vibration in large reversing mill drives. Iron and Steel Engineer, Pittsburg, 46(5):55-73, may 1989.
- 19) MOLNAR, A.J.; WOLFF, F.H. Torque amplification factor (TAF) analyses and tests on two bar mill stands. Iron and Steel Engineer, Pittsburgh, 58(1):46-51, jan. 1981.
- 20) MONACO, G. Modern engineering approach to costly drive systems problems. Iron and Steel Engineer, Pittsburgh, 58(3):50-9, mar.1981.
- 21) _____. Dynamics of rolling mills: mathematical models and experimental results. Iron and Steel Engineer, Pittsburgh 54(12):35-46, dec.1977.
- 22) MAGALHAES, F.L.; ZINDELUK, M. Amplificação do choque Torcional de sistemas engrenados. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECANICA, 9, Florianópolis, 1987. Anais COBEM 87. Florianópolis, ABCM/UFSC, 1987. v.2, p.781-4.
- 23) POLLARD, E.I. Transiente torsional vibration due to suddenly applied torque. Journal of Engineering for Industry, New York, 94(2):595-602, may 1972. (Transactions of the

ASME. Serie B).

- 24) HONJYO, H.; WATANABE, H. Impact loading and vibration of the slabbing mill. Iron and Steel Engineer, Pittsburgh, 52(5):31-8, may 1975.
- 25) HERMAN Jr., A.S.; WRIGHT, J. Determination of hot strip mill torque amplification factors. Iron and Steel Engineer, Pittsburgh, 45(12):49-58, dec.1969.
- 26) WANG, S.M.; MORSE, I.E. Torsional response of a gear train system. Journal of Engineering for Industry, New York, 94(2):583-94, may 1972. (Transactions of the ASME. Serie B).
- 27) DOUGHTY, S. Sensitivity of torsional natural frequencies. Journal of Engineering for Industry, New York, 99(1):142-3, feb.1977.
- 28) AZAR, R.C.; CROSSLEY, F.R.E. Digital simulation of impact phenomena in spur gear systems¹. Journal of Engineering for Industry, New York, 99(3):792-8, aug.1977. (Transactions of the ASME. Serie B).
- 29) FURROW, R.W.; MABIE, H.H. The measurement of static deflection in spur gear teeth. Journal of Mechanisms, Oxford, 5(2):147-68, 1970.
- 30) DUBOWSKY, S.; FREUDENSTEIN, F. Dynamic analysis of mechanical systems with clearances. Journal of Engineering for Industry, New York, 93(1):305-16, feb.1971. (Transactions of the ASME. Serie B).
- 31) BLAIN, P. Laminação e forjamento dos aços. São Paulo, ABM, 1964. 496p.
- 32) UNDERWOOD, L.R. The rolling metals. Londres, Chapman & Hall, 1950. v.1

- 33) HOFF, H.; DAHL, T. Laminacion. Madrid, Dossat, 1957.
- 34) COLLIN, B. Calcolo delle pressioni e delle copie nella laminazione a freddo e a caldo. Castellanza, Pomini Farrel, 1969. 47p.
- 35) HUNT, K.H.; CROSSLEY, F.R.E. Coefficient of restitution interpreted as damping in vibroimpact. Journal of Applied Mechanics, New York, 42(2):440-5, June 1975. (Transactions of the ASME. Serie E).
- 36) SOTELO Jr, J. Relatório N.º 17417. Instituto de Pesquisas Tecnológicas de São Paulo, São Paulo, 1982.
- 37) SOTELO Jr., J. Comunicação verbal. São Paulo, 1989.