

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

André César Martins de Miranda

**ESTUDO DO DESLIZAMENTO AVANTE NA LAMINAÇÃO A FRIO DO AÇO
INOXIDÁVEL AISI 430 E SUA INFLUÊNCIA NO ACABAMENTO SUPERFICIAL**

Belo Horizonte
2025

André César Martins de Miranda

**ESTUDO DO DESLIZAMENTO AVANTE NA LAMINAÇÃO A FRIO DO AÇO
INOXIDÁVEL AISI 430 E SUA INFLUÊNCIA NO ACABAMENTO SUPERFICIAL**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial para obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Engenharia de manufatura e materiais

Orientador: Prof. Dr. Ariel Rodríguez Arias

Coorientador: Prof. Dr. Paulo Roberto Cetlin

Belo Horizonte
2025

| | |
|-------|--|
| M672e | <p>Miranda, André César Martins de. Estudo do deslizamento avante na laminação a frio do aço inoxidável AISI 430 e sua influência no acabamento superficial [recurso eletrônico] / André César Martins de Miranda. – 2025. 1 recurso online (184 f. : il., color.) : pdf.</p> <p>Orientador: Ariel Rodríguez Arias. Coorientador: Paulo Roberto Cetlin.</p> <p>Tese (doutorado) – Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.</p> <p>Inclui bibliografia.</p> <p>1. Engenharia mecânica – Teses. 2. Aço inoxidável – Teses. 3. Laminação (Metalurgia) – Teses. I. Rodríguez Arias, Ariel. II. Cetlin, Paulo Roberto, 1946-. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.</p> <p style="text-align: right;">CDU: 621(043)</p> |
|-------|--|



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

FOLHA DE APROVAÇÃO

"ESTUDO DO DESLIZAMENTO AVANTE NA LAMINAÇÃO A FRIO DO AÇO INOXIDÁVEL AISI 430 E SUA INFLUÊNCIA NO ACABAMENTO SUPERFICIAL"

ANDRÉ CESAR MARTINS DE MIRANDA

Tese submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, constituída pelos Professores Dr. Ariel Rodriguez Arias (Orientador - Departamento de Engenharia Mecânica-UFMG), Dr. Paulo Roberto Cetlin (Coorientador- Departamento de Engenharia Mecânica-UFMG), Dr. Pedro Henrique Rodrigues Pereira (Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais), Dr. Paulo Cesar de Matos Rodrigues (Departamento de Engenharia Mecânica-UFMG), Dr. Tarcisio Reis de Oliveira (Centro de Pesquisa da Aperam South America) e Dr. Wilian da Silva Labiapari (Centro de Pesquisa da Aperam South America), como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "**Doutor em Engenharia Mecânica**", na área de concentração de "**Engenharia de Manufatura e Materiais**".

Tese aprovada no dia 26 de março de 2025.

Por:



Documento assinado eletronicamente por **Ariel Rodriguez Arias, Chefe de departamento**, em 11/04/2025, às 11:32, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Paulo Cesar de Matos Rodrigues, Professor do Magistério Superior**, em 11/04/2025, às 16:35, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Paulo Roberto Cetlin, Servidor aposentado**, em 12/04/2025, às 13:54, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Tarcisio Reis de Oliveira, Usuário Externo**, em 14/04/2025, às 18:43, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Pedro Henrique Rodrigues Pereira, Professor do Magistério Superior**, em 28/04/2025, às 08:44, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Wilian da Silva Labiapari, Usuário Externo**, em 29/04/2025, às 09:58, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **4128391** e o código CRC **4E95C0D1**.

Referência: Processo nº 23072.223460/2025-22

SEI nº 4128391

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, agradeço a Deus.

Aos meus orientadores, professores Ariel Rodriguez Arias e Paulo Roberto Cetlin, por todo o apoio, tempo e orientação. Ao professor Ariel, um agradecimento especial por aceitar o desafio e pela parceria, e ao professor Cetlin por sua contribuição intelectual. A vocês, expresso minha profunda gratidão.

Agradeço ao colega Carlos Lovato, pela sugestão do tema e ensinamentos de laminação, e ao Wilian Labiapari, por todo o suporte, pelas reuniões de trabalho e apoio à pesquisa. Aos meus gestores Jose Sérgio e Edalmo Magalhães, pelo investimento e suporte incondicional ao trabalho.

Aos amigos da Aperam, em especial Sandey, Gessica, Victor, Fabrício e Claudio, pelas conversas, pela amizade e incentivo, são momentos que guardo com afeto e gratidão.

Ao professor Pedro Henrique, pelos ensinamentos, disponibilidade, apoio nos ensaios, simulações, sugestões e discussões, expresso meu profundo agradecimento e admiração.

Por fim, mas não menos importante, aos meus pais Antônio Carlos e Maria do Rosário, a quem devo tudo, e aos meus irmãos Heleno e Gabriel que sempre me suportaram em todos os momentos.

RESUMO

Para a maioria das aplicações o aço inoxidável AISI 430 requer um elevado grau de qualidade superficial. Para evitar a geração de arranhões na superfície da tira durante a laminação a frio em um laminador Sendzimir, valores estimados de deslizamento avante e a ré são necessários para sincronizar a velocidade dos rolos defletores acionados. O deslizamento avante também é uma variável importante para prevenir derrapagens durante a laminação e uma investigação de seu comportamento é apresentado neste trabalho. Uma comparação de modelos analíticos e numéricos da colina de fricção de laminação foi realizada para determinar o modelo mais adequado para investigar o coeficiente de atrito médio e o deslizamento avante na laminação a frio do aço inoxidável AISI 430 produzido na Aperam South America. O método dos elementos finitos foi empregado nas simulações computacionais utilizando o programa Abaqus. A curva de fluxo do aço AISI 430 usado nas análises foi obtida por dois métodos diferentes, e a evolução da superfície da tira durante a laminação em laboratório foi analisada. Para investigar o coeficiente de atrito típico do processo de laminação a frio industrial, dados de 60 bobinas foram implementados no modelo analítico para validar estatisticamente os resultados. Além disso, a relação da variável deslizamento avante com eventos que comprometem a qualidade superficial do aço AISI 430 durante a laminação é discutida, como a ocorrência de derrapagem, geração de arranhões térmicos e arranhões devido ao mau sincronismo dos rolos defletores e a tira. O estudo permitiu identificar o modelo matemático mais apropriado para simulação do processo de laminação a frio do aço AISI 430 em um laminador industrial Sendzimir. As descobertas deste trabalho permitirão melhorar a previsão de deslizamento avante e contribuirão para investigar a influência desta variável na qualidade superficial do aço AISI 430 laminado a frio.

Palavras-chave: deslizamento avante; aço inoxidável; AISI 430; laminação a frio.

ABSTRACT

For most applications, AISI 430 stainless steel requires a high degree of surface quality. To avoid scratches on the strip surface during cold rolling in a Sendzimir mill, estimated values of forward and backward slip are required to synchronize the speed of the driven deflector rolls. Forward slip is also an important variable to prevent skidding during rolling and an investigation of its behavior is presented in this work. A comparison of analytical and numerical models of the rolling friction hill was performed to determine the most appropriate model to investigate the mean friction coefficient and forward slip in the cold rolling of AISI 430 stainless steel produced at Aperam South America. The finite element method was employed in the computational simulations using the Abaqus program. The flow curve of the AISI 430 steel used in the analyses was obtained by two different methods, and the evolution of the strip surface during rolling in the laboratory was analyzed. To investigate the typical friction coefficient of the industrial cold rolling process, data from 60 coils were implemented in the analytical model to statistically validate the results. Furthermore, the relationship of the forward slip variable with events that compromise the surface quality of AISI 430 steel during rolling is discussed, such as the occurrence of skidding, generation of thermal scratches and mechanical scratches due to poor synchronization of the deflector rolls and the strip. The study allowed to identify the most appropriate mathematical model for simulating the cold rolling process of AISI 430 steel in a Sendzimir industrial rolling mill. The findings of this work will allow to improve the prediction of forward slip and will contribute to investigate the influence of this variable on the surface quality of cold rolled AISI 430 steel.

Keywords: forward slip; stainless steel; AISI 430; cold rolling.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

| | |
|--|----|
| Figura 1 - Diferentes usos do aço inoxidável [4] [5] [6]. | 23 |
| Figura 2 - Representação esquemática do laminador e dos rolos tensor e defletor. Adaptado de T. Sendzimir e Duprez [13]. | 24 |
| Figura 3 - Fluxograma do processo típico de laminação a frio de bobinas de aço inoxidável na ASA. | 27 |
| Figura 4 - Representação de um laminador Sendzimir. Adaptado de Sendzimir e Duprez [13]. | 28 |
| Figura 5 - a) Representação e b) foto da cadeira de um laminador Sendzimir [13]. | 28 |
| Figura 6 - Representação dos recursos de controle e ajuste de forma do laminador Sendzimir [36]. | 30 |
| Figura 7 - Defeitos de forma devido a deformação não uniforme [33]. | 30 |
| Figura 8 - Posição das rampas de oleamento na mordida da chapa [13]. | 31 |
| Figura 9 - Sistema de secagem da chapa na saída da cadeira de laminação [13]. | 32 |
| Figura 10 - Ilustração esquemática dos principais defeitos superficiais dos aços inoxidáveis. | 33 |
| Figura 11 - Ilustração dos principais defeitos de forma em chapas laminadas a frio. Adaptado de Nakhoul [33]. | 33 |
| Figura 12 - Diagrama de rede de citações do VOSviewer®. | 34 |
| Figura 13 - Microscopia de MEV do defeito microarranhão no aço AISI 409. | 35 |
| Figura 14 - a) Ilustração da posição dos micro arranhões nas extremidades da chapa (vista superior) e b) forma dos micro arranhões (vista superior e lateral). Adaptado de Tavares et al. [56]. | 35 |
| Figura 15 - Rolos tensor, defletor e motores de acionamento dos rolos do laminador N° 3 da ASA. | 36 |
| Figura 16 - Fluxograma da lógica de funcionamento da janela de controle de velocidade dos rolos tensor e defletor na saída da cadeira de laminação do laminador N° 3 da ASA. | 37 |
| Figura 17 - Amostra com arranhão térmico [58]. Imagem: a) a olho nu e b) microscopia ótica. | 38 |
| Figura 18 - Distribuição do defeito arranhão térmico em função da espessura e temperatura do óleo lubrificante na laminação do aço AISI 410L [59]. | 39 |
| Figura 19 - Exemplo de derrapagem. Bobina do aço 430F - UM 302527G3000B. | 40 |
| Figura 20 - Marcas de derrapagem: a) na chapa e b) no cilindro de laminação. | 40 |

| | |
|--|----|
| Figura 21 - Marcas de vibração, tremido ou " <i>chatter marks</i> " [64]. | 41 |
| Figura 22 - Efeito das microcavidades no brilho da superfície [65]. | 42 |
| Figura 23 - Efeito de diferentes variáveis na eliminação dos microdefeitos na superfície da chapa [65]. | 43 |
| Figura 24 - Evolução dos microdefeitos após o: a) primeiro, b) segundo, c) terceiro, d) quarto e e) quinto passe de laminação [66]. | 43 |
| Figura 25 - Vista lateral do processo de laminação. Adaptado de Groover [68]. | 44 |
| Figura 26 - Distribuição das tensões de atrito nas zonas de entrada e saída. Adaptado de Helman e Cetlin [69]. | 45 |
| Figura 27 - Distribuição da pressão ao longo do arco de contato: a) sobre condições mínimas de fricção; b) com a condição usual de fricção [7]. | 46 |
| Figura 28 - Influência do coeficiente de atrito na pressão específica de laminação. Tselikov [71] (apud. [7]). | 47 |
| Figura 29 - Distribuição da pressão ao longo do arco de contato [70]. | 48 |
| Figura 30 - Deslizamento avante em função do coeficiente de atrito na laminação de aços ao silício [72]. | 48 |
| Figura 31 - Possíveis efeitos do excesso de carga de laminação no cilindro e na chapa. | 49 |
| Figura 32 - Ilustração do regime misto de lubrificação. Adaptado de Montimitonnet et. al. [76]. | 50 |
| Figura 33 - Regimes de lubrificação em função do coeficiente de atrito e parâmetro ($\eta N/P$) [14]. | 51 |
| Figura 34 - Influência da velocidade do cilindro no: a) deslizamento avante e b) colina de fricção [61]. | 52 |
| Figura 35 - Posição do ponto neutro x_n ao longo do arco de contato. | 53 |
| Figura 36 - Efeito das trações avante e a ré na distribuição de pressão no arco de contato [70]. | 53 |
| Figura 37 - Distribuição da pressão ao longo do arco de contato com o uso de tensões avante e a ré [8]. | 54 |
| Figura 38 - Valores de referência para tensão avante e a ré para laminação do aço AISI 304. σ_f : tensão avante, σ_b : tensão a ré [13]. | 55 |
| Figura 39 - Efeito da redução no deslizamento avante [80]. | 55 |
| Figura 40 - Distribuição da pressão e posição do ponto neutro no arco de contato para diferentes valores de redução - Tselikov [71] (apud. [7]). | 56 |

| | |
|---|----|
| Figura 41 - Distribuição da pressão e posição do ponto neutro no arco de contato para diferentes valores de diâmetro do cilindro de trabalho - Tselikov [71] (apud. [7]). | 57 |
| Figura 42 - Método da impressão [14]. | 58 |
| Figura 43 - Exemplo de sistemas de medição do deslizamento avante. | 59 |
| Figura 44 - Ilustração de um laminador tandem com 5 cadeiras de laminação [7]. | 60 |
| Figura 45 - Representação do laminador tandem e seus recursos, utilizado por Poursina et al. [8]. | 61 |
| Figura 46 - Representação do mecanismo MPHL. Adaptado de Mancini [10]. | 62 |
| Figura 47 - Imagens de MEV após dois passes de laminação em: a) laminador industrial; b) laboratório [75]. | 62 |
| Figura 48 - Imagens de MEV da superfície do aço AISI 304: a) após a decapagem industrial padrão, e b) após a laminação a frio [85]. | 63 |
| Figura 49 - Ilustração da compressão (a) homogênea e (b) não homogênea [87]. | 65 |
| Figura 50 - Forças atuando na chapa nas zonas de entrada e saída [14]. | 66 |
| Figura 51 - Representação gráfica da colina de fricção [69]. | 68 |
| Figura 52 - Geometria detalhada do arco de contato e variáveis da laminação [19]. | 71 |
| Figura 53 - Atualização da curva de fluxo durante a laminação [8]. | 74 |
| Figura 54 - Fluxograma do algoritmo utilizado por Poursina et al. [8] para cálculo do deslizamento avante. | 75 |
| Figura 55 - Fluxograma do algoritmo utilizado por Moon et. al. [9] para cálculo do deslizamento avante. | 76 |
| Figura 56 - Comparação entre o método proposto (novo) e o método antigo para: a) coeficiente de atrito e b) deslizamento avante previsto. | 77 |
| Figura 57 - Pressão de contato ao longo do arco de contato [10]. | 78 |
| Figura 58 - Tensões de Von Misses da simulação do processo de laminação [20]. | 79 |
| Figura 59 - Validação do modelo FEA e comparação do modelo analítico e de simulação [20]. | 79 |
| Figura 60 - Localização do ponto neutro em função: (a) da redução e (b) percentual das zonas de deslizamento e aderência [20]. | 80 |
| Figura 61 - Ilustração do sistema de medição pino-transdutor embutido [80]. | 81 |
| Figura 62 - Coeficiente de atrito em função do deslizamento avante - comparação entre diferentes métodos. | 82 |
| Figura 63 - a) Máquina de ensaio de tração Instron modelo 5582; b) Punção superior; c) Punção inferior; d) Matriz; e) corpo de prova do aço AISI 430 após a realização do ensaio. | 85 |

| | |
|---|-----|
| Figura 64 - Ilustração do: a) dispositivo utilizado para o ensaio de compressão plana (ensaio Ford) e b) corpo de prova deformado. Dimensões em mm. | 85 |
| Figura 65 - Ilustração de: a) dimensões iniciais das amostras, b) procedimento de laminação a frio e c) corpo de prova para ensaio de tração. Dimensões em mm. | 88 |
| Figura 66 - Laminador piloto quádruplo, modelo Fenn 4-085, do centro de pesquisas da ASA. | 89 |
| Figura 67 - Máquina de ensaio de tração INSTRON 5985 do laboratório de ensaios mecânicos da metalurgia integrada da ASA. | 89 |
| Figura 68 - Laminador Sendzimir N° 4 da ASA. | 92 |
| Figura 69 - Analisador de dados PI Vision da OSIsoft INC. | 93 |
| Figura 70 - Modelo de elementos finitos. | 94 |
| Figura 71 - Ilustração gráfica do ajuste da curva de fluxo devido a pré-deformação ϵ_0 do material. Adaptado de Bhaduri [14]. | 97 |
| Figura 72 - Método numérico para previsão do deslizamento avante. | 98 |
| Figura 73 - Verificação do deslizamento avante pelo método da impressão. a) impressão de uma marca no cilindro de laminação através de um durômetro portátil, b) impressão transferida do cilindro para tira e c) medição do perímetro da impressão gerada na tira com o uso de um paquímetro. | 98 |
| Figura 74 - Curvas de fluxo obtidas pelo ensaio Ford para: a) aço 430A e b) aço 430F. | 99 |
| Figura 75 - Curvas de fluxo obtidas pelo ensaio de tração das amostras laminadas para: a) aço 430A e b) aço 430F. | 100 |
| Figura 76 - Comparação das curvas de fluxo obtidas pelo ensaio Ford e ensaio de tração para: a) aço 430A e b) aço 430F. | 100 |
| Figura 77 - Microscopia ao longo da seção longitudinal do aço 430A mostrando: a) região não deformada e b) região de transição entre uma deformação equivalente de $\sim 0,76$ a $\sim 2,15$ do corpo de prova do ensaio Ford. | 101 |
| Figura 78 - Microestrutura ao longo da seção longitudinal dos corpos de prova do aço 430A deformados a uma deformação equivalente de $\epsilon \approx 2$ pelo: a) ensaio Ford e b) laminação a frio. | 102 |
| Figura 79 - Microscopia eletrônica de varredura mostrando as partículas de segunda fase da amostra de 430A laminada a frio até uma deformação de $\epsilon \approx 2$ | 102 |
| Figura 80 - Microscopia eletrônica de varredura mostrando as partículas de segunda fase da amostra de 430F laminada a frio até uma deformação de $\epsilon \approx 2$ | 103 |
| Figura 81 - Evolução das características de rugosidade do aço 430A: a) antes do primeiro passe; b) após o primeiro passe; c) após o segundo passe e d) após o terceiro passe. | 104 |

| | |
|--|-----|
| Figura 82 - Evolução das características de rugosidade do aço 430F: a) antes do primeiro passe; b) após o primeiro passe; c) após o segundo passe e d) após o terceiro passe. | 104 |
| Figura 83 - Microscopia óptica da superfície do aço 430A: a) antes do primeiro passe, b) após o primeiro passe, c) após o segundo passe, d) após o terceiro passe e e) após o décimo passe de laminação..... | 105 |
| Figura 84 - Microscopia óptica da superfície do aço 430F: a) antes do primeiro passe, b) após o primeiro passe, c) após o segundo passe, d) após o terceiro passe e e) após o décimo passe de laminação..... | 105 |
| Figura 85 - Rugosidade média (Ra) e dureza Vickers em função da deformação equivalente para: a) aço 430A e b) aço 430F submetido a laminação a frio até $\epsilon \approx 2,3$ | 105 |
| Figura 86 - Parâmetros de rugosidade Rt e Rz em função da deformação para: a) aço 430A e b) aço 430F. | 106 |
| Figura 87 - Parâmetros de rugosidade Rsk e Rku em função da deformação para: a) aço 430A e b) aço 430F. | 107 |
| Figura 88 - Exemplo da coleta de dados de processo em momento que o deslizamento avante foi quase nulo ($S_f = 0,15$). Programa PI Vision da OSIsoft INC..... | 109 |
| Figura 89 - Colina de fricção para diferentes passes de laminação do aço 430A - Modelo de Orowan. | 110 |
| Figura 90 - Colina de fricção para diferentes passes de laminação do aço 430A - Modelo de Bland & Ford..... | 111 |
| Figura 91 - Colina de fricção para diferentes passes de laminação do aço 430A - Modelo de Alexander..... | 111 |
| Figura 92 - Colina de fricção para diferentes passes de laminação do aço 430A - MEF explícito. | 112 |
| Figura 93- Colina de fricção para diferentes passes de laminação do aço 430A - MEF implícito. | 113 |
| Figura 94 - Colina de fricção obtida pelos métodos implícito e explícito do: a) primeiro, b) segundo, c) terceiro e d) oitavo passe..... | 113 |
| Figura 95 - Colina de fricção obtida pelos modelos de Orowan, Bland & Ford, Alexander e MEF (modelo explícito) para: a) primeiro, b) segundo, c) terceiro e d) oitavo passe..... | 114 |
| Figura 96 - Efeito da relação L/h no padrão de deformação para: a) $L/h = \sim 2$ e b) $L/h = \sim 4$. Linhas tracejadas representam as zonas de deformação intensa na forma de um X. | 115 |
| Figura 97 - Comparação dos resultados de deslizamento avante obtidos pelos modelos teóricos, MEF (modelo implícito) e resultado experimental..... | 116 |

| | |
|---|-----|
| Figura 98 - Comparação dos resultados de força obtidos pelos modelos teóricos, MEF (modelo implícito) e resultado experimental. | 116 |
| Figura 99 - Evolução do coeficiente de atrito médio para diferentes espessuras para: a) 430A e b) 430F..... | 119 |
| Figura 100 - Similaridade do fluxo de deformação entre os processos de: a) conformação e b) laminação [61]. | 120 |
| Figura 101 - Simulação com: a) diferentes geometrias de cilindro e b) cilindro com anel externo deformável..... | 124 |
| Figura 102 - Importação dos resultados da simulação do passe anterior. | 125 |
| Figura 103 - Resultados de força de laminação em função do tempo para simulação com o cilindro rígido e deformável. | 125 |
| Figura 104 - Superfície do cilindro com aspecto de oxidação. | 126 |
| Figura 105 - Exemplo da simulação da bobina 301541I2000B - Aço 430A, espessura final de 0,4mm..... | 128 |
| Figura 106 - a) desprendimento de partículas da borda da bobina, b) marca de cilindro na chapa e c) trincas na borda da chapa..... | 131 |
| Figura 107 - Chapa com ocorrência de micro arranhões..... | 131 |
| Figura 108 - Valores de deslizamento avante calculado e experimental para: a) UM 461408G2000B laminada no laminador N° 3 e b) UM 462305D8000B laminada no laminador N° 1..... | 132 |
| Figura 109 - Deslizamento avante calculado para bobina 301541I2000B pelo método proposto na tese e obtido experimentalmente no laminador N° 4..... | 132 |
| Figura 110 - Microscopia óptica da bobina 302527G3000B nas regiões: a) sem derrapagem e b) com ocorrência de derrapagem. | 134 |
| Figura 111 - Valores de deslizamento avante experimental da UM 302527G3000B..... | 134 |
| Figura 112 - Arranhões térmicos na bobina 401514E2000B. Imagem: a) a olho nu e b) por microscopia óptica..... | 135 |
| Figura 113 - Marcas de arranhão térmico no cilindro de laminação. | 135 |
| Figura 114 - a) simulação da colina de fricção do terceiro passe de laminação para duas receitas de laminação e b) representação dos planos de entrada e saída. | 137 |
| Figura 115 - Curva de fluxo do terceiro passe para as receitas 1 e 2. | 137 |
| Figura 116 - Taxa de crescimento composta de aço inoxidável - produção bruta de placas e lingotes [1]..... | 150 |

| | |
|--|-----|
| Figura 117 - Oxidação em função do teor de Cr presente na liga Fe-Cr. Ensaios realizados em uma atmosfera rural com baixo índice de contaminação, por um período de 52 meses [52]. | 151 |
| Figura 118 - Representação da rota de produção dos aços inoxidáveis na ASA [100]. | 152 |
| Figura 119 - Utilização de aço inox por categoria de produtos e indústrias em 2021 [2]. | 152 |
| Figura 120 - Utilização de aço inox por tipo de produto em 2021 [2]. | 153 |
| Figura 121 - Aplicações em aço inoxidável ferrítico [102]. | 154 |
| Figura 122 - Aços inoxidáveis da série 400 [52]. | 155 |
| Figura 123 - Aços inoxidáveis da série 300 [52]. | 156 |
| Figura 124 - Aplicações do aço inoxidável austenítico [112]. | 157 |
| Figura 125 - Representação esquemática do fenômeno de sensibilização em aços inoxidáveis [108] [111]. | 157 |
| Figura 126 - Perfil de rugosidade: (a) sem filtro e (b) com filtro. Adaptado de Zeng et al. [118]. | 164 |
| Figura 127 - Altura máxima do perfil R_z . | 164 |
| Figura 128 - Altura máxima do perfil R_t . | 165 |
| Figura 129 - Ilustração da rugosidade R_a em um perfil avaliado. | 165 |
| Figura 130 - Ilustração de perfil de assimetria positivo e negativo. Adaptado de Zeng et al. [118]. | 166 |
| Figura 131 - Ilustração de perfil de achatamento com $R_{ku} < 3$ e $R_{ku} > 3$. Adaptado de Zeng et al. [118]. | 166 |
| Figura 132 - Colina de fricção obtida pelos métodos implícito (Implicit) e explícito (Explicit). Na sequência alfabética do 1° ao último passe, sendo a) 1° passe e k) último passe. | 184 |

LISTA DE TABELAS

| | |
|--|-----|
| Tabela 1 - Pesquisa bibliográfica dos defeitos superficiais [53]. | 34 |
| Tabela 2 - Plano de passe de laminação [10]. | 78 |
| Tabela 3 - Valores de composição química. | 84 |
| Tabela 4 - Valores de propriedades mecânicas. | 84 |
| Tabela 5 - Etapas para a realização do ensaio Ford. | 86 |
| Tabela 6 - Plano de redução das amostras laminadas. | 88 |
| Tabela 7 - Informações da bobina selecionada para as simulações da Fase III. | 91 |
| Tabela 8 - Variáveis de laminação e aparelho de medição. | 92 |
| Tabela 9 - Modelos de simulação pelo MEF. | 93 |
| Tabela 10 - Principais parâmetros da simulação explícita (“ <i>Dynamic Explicit</i> ”). | 95 |
| Tabela 11 - Principais parâmetros da simulação implícita (“ <i>Static General</i> ”). | 96 |
| Tabela 12 - Análise de composição química do aço 430A. | 102 |
| Tabela 13 - Análise de composição química do aço 430F. | 103 |
| Tabela 14 - Plano de passes e dados experimentais da UM 206767F8000B. | 108 |
| Tabela 15 - Dados de processo coletados em instantes em que o deslizamento avante foi aproximadamente nulo. | 109 |
| Tabela 16 - Erro absoluto do deslizamento avante calculado utilizando diferentes modelos. | 117 |
| Tabela 17 - Erro relativo da força calculada utilizando diferentes modelos. | 117 |
| Tabela 18 - Informações gerais do lote de 60 bobinas produzidas em 2023 e utilizadas nas simulações. | 118 |
| Tabela 19 - Erro absoluto obtido no cálculo do deslizamento avante a partir dos resultados industriais da laminação das tiras do aço AISI 430. | 119 |
| Tabela 20 - Receita de laminação para o aço 430A, largura de 1230 mm, redução de 3 mm para 0,42 mm. | 136 |
| Tabela 21 - Receitas de laminação do teste. | 136 |
| Tabela 22 - Resultados dos dados de processo das receitas 1 e 2. | 138 |
| Tabela 23 - Designação de acabamento superficial para laminados planos [51] [52] [115]. | 159 |

NOMENCLATURA

Letras gregas

| | |
|---------------|--|
| θ | Posição angular ao longo do arco de contato |
| ψ | Ângulo de deslizamento nulo ou ângulo neutro |
| α | Ângulo de contato |
| μ | Coefficiente de atrito |
| η | Viscosidade |
| τ | Tensão de cisalhamento |
| φ | Ângulo de atrito |
| σ | Tensão verdadeira |
| ε | Deformação verdadeira |

Abreviações

| | |
|-------|---|
| f_s | Deslizamento a frente ou avante |
| B_s | Deslizamento a ré |
| r | Redução |
| v | Velocidade da chapa |
| v_i | Velocidade inicial da chapa |
| v_f | Velocidade final da chapa |
| v_r | Velocidade linear do cilindro de trabalho |
| P_r | Pressão de contato |
| h | Espessura da chapa |
| h_e | Espessura inicial da chapa |
| h_i | Espessura inicial do passe |

| | |
|-------------------|---|
| h_f | Espessura final do passe |
| h_n | Espessura da chapa no ponto neutro |
| Δh | Redução de espessura |
| Δh_{\max} | Redução de espessura máxima |
| R | Raio do cilindro de trabalho |
| R' | Raio do cilindro de trabalho deformado |
| w | Largura da chapa |
| w_n | Largura da chapa no ponto neutro |
| w_f | Largura final da chapa |
| L | Comprimento do arco de contato |
| L_p | Comprimento projetado do arco de contato |
| t_f | Tração avante |
| t_b | Tração a ré |
| x | Distância no eixo horizontal |
| x_n | Posição do ponto neutro |
| A_r | Área efetiva de contato |
| A_a | Área aparente |
| R_c | Taxa de contato |
| N | Velocidade das superfícies |
| l_r | Distância entre as impressões no cilindro de trabalho |
| l_2 | Distância entre as impressões na superfície da chapa |
| M_T | Torque total do par de cilindros de laminação |
| C | Parâmetro de deformação elástica |
| P | Carga de laminação |

| | |
|----------------|---|
| p_r | Pressão radial |
| P/S | Pressão normalizada de laminação |
| \bar{h} | Espessura média da chapa durante a laminação |
| p^- | Pressão de contato na zona de entrada |
| p^+ | Pressão de contato na zona de saída |
| σ_0 | Tensão de escoamento |
| σ_x | Tensão na direção x |
| σ_f | Tensão avante |
| σ_b | Tensão a ré |
| σ_0' | Tensão de escoamento no estado plano de deformação |
| σ_{0i}' | Tensão de escoamento no estado plano de deformação no início do passe |
| σ_{0f}' | Tensão de escoamento no estado plano de deformação no final do passe |
| H | Parâmetro da equação de Bland e Ford da pressão de contato |
| H_n | Parâmetro da equação de Bland e Ford para o ponto neutro |
| y_1 | Termo da equação de Bland e Ford referente a tensão a ré |
| y_2 | Termo da equação de Bland e Ford referente a tensão avante |
| $A(\theta)$ | Primeiro termo da equação diferencial de Orowan |
| $B(\theta)$ | Segundo termo da equação diferencial de Orowan |
| $f(\theta)$ | Força por unidade de largura (equação de Orowan) |
| $z(\theta)$ | Termo da equação de Orowan |
| k | Limite de escoamento da equação de Orowan |
| S | Tensão radial do modelo de Alexander / Tensão de engenharia |
| $g_1(\theta)$ | Primeiro termo da equação diferencial de Alexander para deslizamento |
| $g_2(\theta)$ | Segundo termo da equação diferencial de Alexander para deslizamento |

| | |
|-----------------|---|
| $g_{3(\theta)}$ | Termo da equação diferencial de Alexander para condição de adesão |
| $2k$ | Tensão de escoamento do modelo de Alexander |
| f_l | Condição de contorno da equação de Orowan |
| K | Coefficiente da equação de Hollomon, Ludwik |
| n | Coefficiente de encruamento da equação de Hollomon, Ludwik, Swift |
| Y_s | Coefficiente da equação de Swift |
| B | Coefficiente da equação de Swift |
| e | Deformação de engenharia |

Siglas

| | |
|------|--|
| AGC | Automatic Gauge Control |
| AISI | American Iron and Steel Institute |
| AOD | Argon Oxygen Decarburization |
| ASA | Aperam South America |
| ASTM | American Iron and Steel Institute |
| FEA | Forno Elétrico a Arco |
| FP | Forno Panela |
| MEV | Microscópio Eletrônico de Varredura ou Microscopia Eletrônica de Varredura |
| MPHL | Mecanismo Microplástico-Hidrodinâmico |
| NTA | Norma Técnica Aperam |
| PLC | Controlador Lógico Programável |
| PTG | Estação de Pré-tratamento do Gusa (PTG) |
| VOD | Vacuum Oxygen Decarburization |

SUMÁRIO

| | | |
|--------|---|----|
| 1 | INTRODUÇÃO | 23 |
| 1.1 | Objetivo | 25 |
| 1.2 | Estrutura da tese..... | 25 |
| 2 | REVISÃO BIBLIOGRÁFICA..... | 27 |
| 2.1 | Laminação a frio de aços inoxidáveis..... | 27 |
| 2.2 | Principais defeitos superficiais do processo de laminação a frio de aços inoxidáveis | 32 |
| 2.2.1 | Micro arranhões | 34 |
| 2.2.2 | Arranhões térmicos | 37 |
| 2.2.3 | Derrapagem..... | 39 |
| 2.2.4 | Marcas de vibração | 41 |
| 2.2.5 | Microcavidades | 41 |
| 2.3 | Importância do deslizamento na laminação a frio | 44 |
| 2.3.1 | O que é o deslizamento?..... | 44 |
| 2.3.2 | Influência do coeficiente de atrito | 46 |
| 2.3.3 | Influência da lubrificação | 49 |
| 2.3.4 | Influência da velocidade de laminação | 52 |
| 2.3.5 | Influência das tensões avante e a ré | 53 |
| 2.3.6 | Influência da redução..... | 55 |
| 2.3.7 | Influência do diâmetro do cilindro | 56 |
| 2.3.8 | Medição do deslizamento avante | 57 |
| 2.3.9 | Importância para o processo de laminação a frio..... | 59 |
| 2.3.10 | Importância do deslizamento avante para a qualidade superficial da tira..... | 61 |
| 2.4 | Como avaliar o deslizamento avante | 64 |
| 2.4.1 | Modelos matemáticos..... | 64 |
| 2.4.2 | Métodos numéricos | 73 |
| 2.5 | Método dos elementos finitos..... | 77 |
| 2.6 | Medidas experimentais | 81 |
| 3 | MATERIAIS E MÉTODOS | 83 |

| | | |
|-------|--|-----|
| 3.1 | Fase I: Caracterização das curvas de fluxo dos aços 430A e 430F | 83 |
| 3.2 | Fase II: Caracterização da microestrutura e superfície das amostras laminadas. | 90 |
| 3.3 | Fase III: Estudo dos modelos teóricos e numéricos de colina de fricção. | 91 |
| 3.4 | Fase IV: Estudo estatístico do coeficiente de atrito típico..... | 97 |
| 4 | RESULTADOS..... | 99 |
| 4.1 | Caracterização das curvas de fluxo dos aços Aperam 430A e 430F | 99 |
| 4.2 | Caracterização da microestrutura e superfície das amostras laminadas | 101 |
| 4.2.1 | Microestrutura | 101 |
| 4.2.2 | Efeito da laminação a frio na rugosidade e dureza da superfície | 103 |
| 4.3 | Comparação das colinas de fricção | 107 |
| 4.4 | Estudo estatístico do coeficiente de atrito típico do processo de laminação a frio do aço AISI 430 no laminador Sendzimir N° 4 | 118 |
| 5 | DISCUSSÃO..... | 120 |
| 5.1 | Caracterização das curvas de fluxo dos aços 430A e 430F..... | 120 |
| 5.2 | Evolução da superfície devido a laminação | 121 |
| 5.3 | Comparação dos modelos teóricos das colinas de fricção..... | 122 |
| 5.4 | Simulação pelo MEF | 123 |
| 5.5 | Estudo estatístico do coeficiente de atrito típico do processo de laminação a frio | 126 |
| 5.6 | Importância do deslizamento avante para a laminação a frio..... | 129 |
| 5.6.1 | Eliminação de microcavidades | 129 |
| 5.6.2 | Geração de micro arranhões..... | 131 |
| 5.6.3 | Derrapagem..... | 133 |
| 5.6.4 | Arranhões térmicos..... | 135 |
| 6 | CONCLUSÕES..... | 139 |
| 7 | SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS | 140 |
| 8 | REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS | 141 |
| 9 | APÊNDICE A: AÇOS INOXIDÁVEIS: PRINCIPAIS LIGAS, APLICAÇÕES E REQUISITOS DE QUALIDADE | 150 |
| 10 | APÊNDICE B: EQUAÇÕES FUNDAMENTAIS DE LAMINAÇÃO..... | 160 |

| | | |
|------|--|-----|
| 11 | APÊNDICE C: MÉTODO DE RUNGE-KUTTA DE 4ª ORDEM | 163 |
| 12 | APÊNDICE D: PARÂMETROS DE RUGOSIDADE..... | 164 |
| 13 | ANEXO I: ESPECIFICAÇÃO TÉCNICA DO LAMINADOR SENDZIMIR Nº4 (LB4).. | 167 |
| 14 | ANEXOS II: ALGORITMOS..... | 168 |
| 14.1 | Cálculo dos coeficientes de Swift..... | 168 |
| 14.2 | Colina de fricção pelo modelo de Orowan | 171 |
| 14.3 | Colina de fricção pelo modelo de Bland & Ford..... | 175 |
| 14.4 | Colina de fricção pelo modelo de Alexander | 179 |
| 15 | ANEXO III: COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS IMPLÍCITO E EXPLÍCITO . | 184 |

1 INTRODUÇÃO

Nas últimas décadas os aços inoxidáveis apresentaram um crescimento expressivo de produção e consumo no mundo, com um crescimento anual próximo de 6% desde meados do século XX, e consumo atual de 58,3 Mt/ano [1] [2]. A excelente combinação de resistência a corrosão, ampla faixa de propriedades mecânicas, boa estampabilidade e adequação a ambientes diversos os tornaram indispensáveis para diferentes setores da indústria [3].

Além destas propriedades, a qualidade superficial é uma das características de maior importância para os aços inoxidáveis, em especial aqueles com aplicações estéticas. Dentre estas aplicações, pode-se citar equipamentos domésticos, cutelaria, indústria química e de alimentos, construção civil, arquitetura e transporte [4]. A Figura 1 apresenta alguns exemplos destas aplicações.

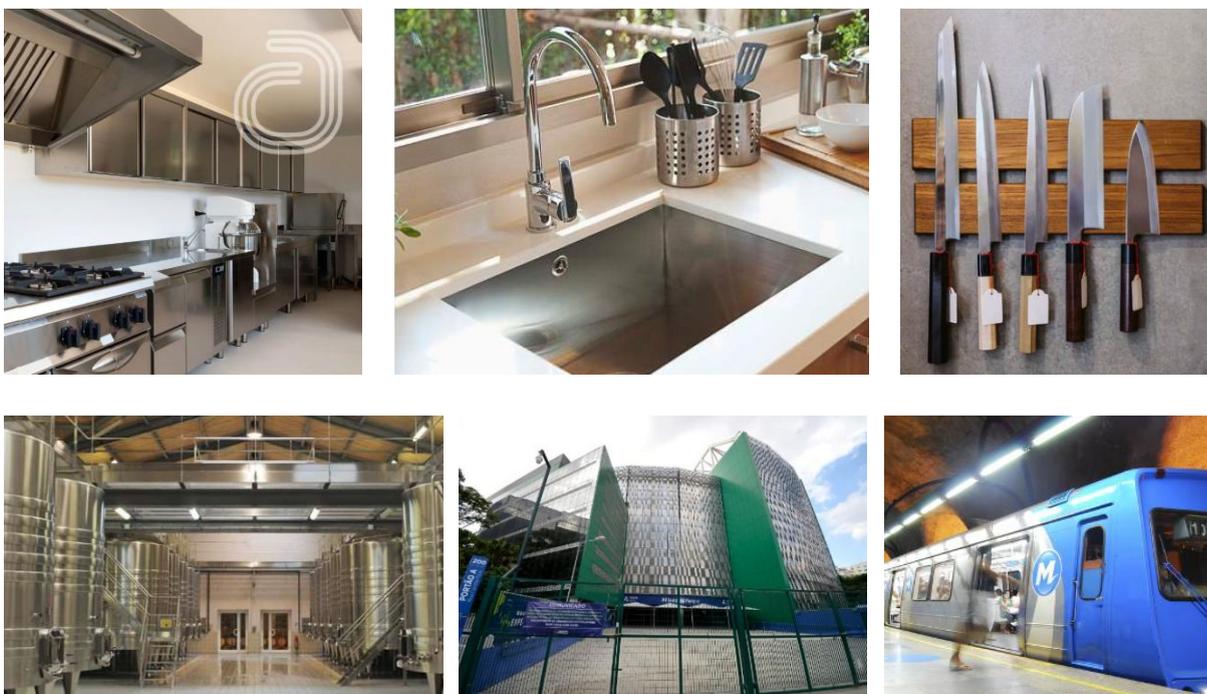


Figura 1 - Diferentes usos do aço inoxidável [4] [5] [6].

Da esquerda para direita: em eletrodomésticos e armários, em pias e cubas, cutelaria, indústria de alimentos e bebidas, na construção civil e em vagões metroviários.

No processo de fabricação das bobinas de aço inoxidável, a laminação a frio é uma etapa importante para atender o acabamento final pretendido. Cumprir a produtividade esperada atendendo aos requisitos de qualidade é um grande desafio, e para isso, um bom conhecimento e controle das etapas do processo é essencial. Dentre as variáveis do processo de laminação a frio, o deslizamento avante (“*forward slip*”) é uma variável importante para a estabilidade do processo de laminação e qualidade superficial da chapa laminada [7] [8] [9] [10] [11].

Em laminadores Sendzimir com rolos tensores ou defletores acionados, os deslizamentos avante e a ré são variáveis essenciais para o controle do sincronismo entre a chapa e os rolos, a fim de prevenir danos que possam prejudicar o acabamento da chapa [12]. Uma vez originados, os defeitos superficiais comprometem a utilização do material, gerando atraso no atendimento ao cliente, custos adicionais devido à reprocesso, ou até mesmo, sucateamento.

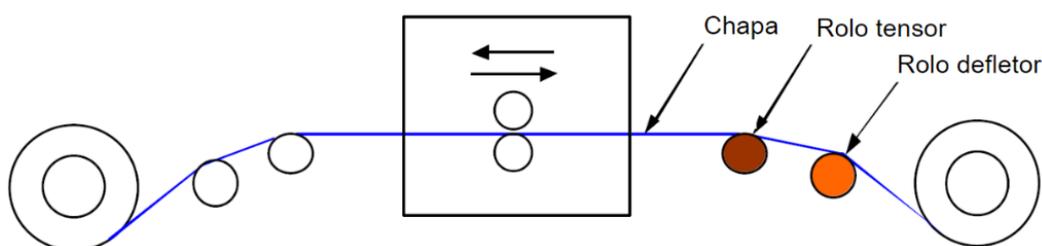


Figura 2 - Representação esquemática do laminador e dos rolos tensor e defletor. Adaptado de T. Sendzimir e Duprez [13].

Além do benefício relacionado ao sincronismo do laminador, é recomendado prever o deslizamento avante antes de iniciar a laminação para antecipar uma condição de risco para o processo quanto à ocorrência de patinagem ou derrapagem (“*skidding*”), que ocorre quando o deslizamento avante é negativo [14].

O deslizamento avante depende de diferentes parâmetros do processo de laminação, sendo que alguns deles não são estáticos, como as propriedades mecânicas da chapa e o coeficiente de atrito entre o cilindro e a chapa, que podem variar entre os passes ou até mesmo ao longo de cada passe de laminação [8]. Diferentes modelos teóricos para estudo do deslizamento avante foram propostos no século passado, sendo que a maior parte destes modelos se baseiam no método proposto por Von Karman [15] para estudo da colina de fricção, incluindo os modelos de Ekelund [16], Orowan [17], Bland & Ford [18] e Alexander [19].

O modelo de Ekelund fornece resultados razoáveis em certas condições, embora não seja apropriado para algumas aplicações por este não utilizar nos cálculos as trações a frente e a ré. Os modelos de Orowan e Alexander são baseados em equações diferenciais, e por isso requerem o uso de métodos numéricos para sua resolução. Utilizando simplificações, Bland & Ford desenvolveu uma solução analítica. Estudos recentes também têm utilizado elementos finitos para análises do processo de laminação [10] [11] [20] [21] [22] [23] [24].

Não foi encontrado na literatura um consenso sobre qual modelo matemático é o mais adequado para a utilização em processos industriais, como por exemplo, na laminação a frio de aços inoxidáveis em laminadores do tipo Sendzimir. Além disso, apesar da existência desses

modelos, para o cálculo do deslizamento avante ainda se utilizam na indústria métodos empíricos e com razoável grau de simplificação, o que pode causar desde falhas de sincronismo no laminador (entre os rolos e a chapa), ocorrência de derrapagem, ou em casos extremos, a ruptura da bobina [8].

Conclui-se que, no processo de laminação a frio, o deslizamento avante é algo a ser explorado, em especial na fabricação dos aços de maior requisito de qualidade superficial como o aço AISI 430. Não foram encontrados na literatura estudos sobre a relação desta variável quanto a qualidade e relação com os principais defeitos superficiais típicos do processo de laminação a frio, como os arranhões térmicos.

1.1 Objetivo

O objetivo deste trabalho é identificar um modelo adequado da colina de fricção para fins industriais, e desenvolver um método para o cálculo do coeficiente de atrito e deslizamento avante em função dos parâmetros do processo de laminação a frio do aço AISI 430 em laminadores do tipo Sendzimir.

Os objetivos específicos do trabalho são:

- Avaliar a adequação dos modelos matemáticos teóricos para o cálculo do deslizamento avante utilizando resultados experimentais obtidos em escala industrial;
- Comparar os resultados obtidos pelo modelo matemático com aqueles encontrados através de simulação com elementos finitos;
- Analisar a partir de resultados experimentais o coeficiente de atrito típico do processo de laminação a frio do aço inoxidável AISI 430 em laminadores do tipo Sendzimir;
- Discutir a influência do deslizamento avante na estabilidade do processo de laminação e acabamento superficial final das bobinas de aço inoxidável ferrítico AISI 430 laminadas a frio na Aperam South America (ASA).

1.2 Estrutura da tese

- ❖ O capítulo 2 apresenta uma revisão teórica do processo de laminação a frio dos aços inoxidáveis, subdivido nos seguintes capítulos:
 - Capítulo 2.1: processo de laminação a frio de aços inoxidáveis e princípios de funcionamento de laminadores do tipo Sendzimir.
 - Capítulo 2.2: principais defeitos superficiais da chapa causados pelo processo de laminação a frio.

- Capítulo 2.3: o que é o deslizamento avante, qual a sua correlação com as variáveis do processo de laminação a frio, quais os métodos de medição desta variável, e qual a sua importância para o processo e qualidade superficial dos aços laminados a frio.
- Capítulo 2.4: revisão teórica sobre os modelos matemáticos, métodos numéricos, método de elementos finitos (MEF), e por fim, métodos experimentais utilizados para investigar o deslizamento avante na laminação a frio.
- ❖ O capítulo 3 apresenta a metodologia de pesquisa, que contempla quatro fases:
 - Fase I: Caracterização das curvas de fluxo dos aços AISI 430 padrão e estabilizado ao Nb.
 - Fase II: Análise da microestrutura e evolução da superfície do aço AISI 430 devido a laminação a frio.
 - Fase III: Estudo de diferentes modelos teóricos de cálculo do deslizamento avante e do método de elementos finitos (MEF) com o objetivo de avaliar a adequação de um modelo existente ao processo de laminação a frio do aço inoxidável AISI 430 em laminadores do tipo Sendzimir.
 - Fase IV: Estudo estatístico do coeficiente de atrito típico do processo de laminação a frio de bobinas de aço inoxidável AISI 430 produzidas pela ASA.
- ❖ O capítulo 4 apresenta os resultados conforme a sequência mostrada no capítulo 3.
- ❖ O capítulo 5 apresenta uma discussão geral dos resultados.
- ❖ O capítulo 6 apresenta as conclusões, com uma discussão sobre a contribuição original da tese e a relevância dos resultados.
- ❖ O capítulo 7 apresenta as sugestões para trabalhos futuros.
- ❖ O capítulo 8 apresenta as referências bibliográficas.
- ❖ Os capítulos 9, 11, 12 e 13 correspondem a apêndices, onde são apresentadas informações complementares sobre os aços inoxidáveis, métodos e ensaios propostos na metodologia, respectivamente.
- ❖ Os capítulos 14, 15 e 16 correspondem a anexos, onde são apresentadas informações técnicas do laminador N°4 utilizado nos experimentos, os algoritmos usados nas simulações dos modelos teóricos das colinas de fricção e resultados complementares, respectivamente.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Laminação a frio de aços inoxidáveis

Na Figura 3 é apresentado o fluxo do processo de fabricação das bobinas de aço inoxidável na Aperam South America (ASA) na fase de laminação a frio. A matéria prima é fornecida pela laminação a quente (LTQ) na forma de bobinas laminadas a quente (BQ), com peso máximo de 25t, espessura máxima de 6 mm e largura máxima de 1600 mm [25]. Dependendo da classe do aço inoxidável, o processo de recozimento da bobina laminada a quente é realizado na linha de recozimento contínuo ou em fornos do tipo caixa [26] [27] [28].

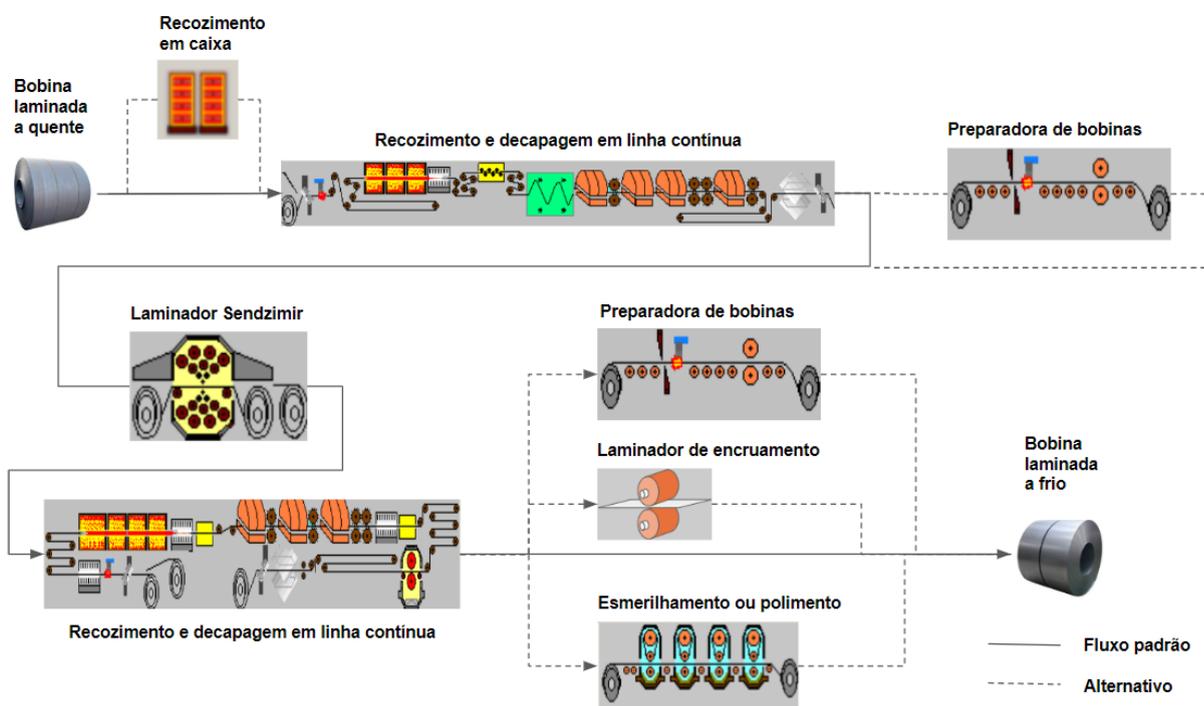


Figura 3 - Fluxograma do processo típico de laminação a frio de bobinas de aço inoxidável na ASA.

Os parâmetros do processo de recozimento e decapagem são estabelecidos em função do material e dimensões da bobina a quente, e conforme normas e procedimentos da ASA, a fim de garantir a recristalização da microestrutura, limpeza superficial e forma adequada da bobina para o processo posterior de laminação a frio [26] [27] [29] [30] [31] [32].

Após o recozimento e decapagem inicial da bobina, a laminação a frio é realizada em laminadores do tipo Sendzimir. A Figura 4 ilustra um laminador Sendzimir com seus principais componentes.

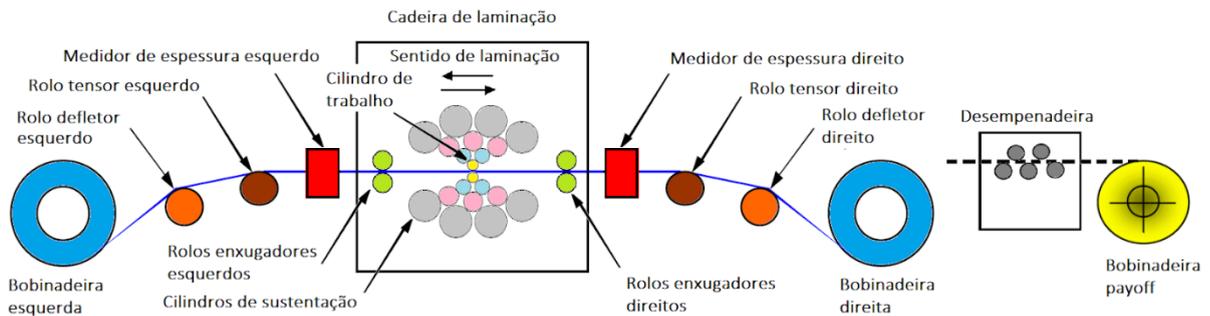


Figura 4 - Representação de um laminador Sendzimir. Adaptado de Sendzimir e Duprez [13].

Os laminadores Sendzimir também são conhecidos por “20 high mills” devido a este modelo de laminador utilizar uma configuração com ao todo vinte cilindros [13] [14]. O arranjo e identificação dos cilindros e rolamentos utilizados no laminador Sendzimir é mostrado na Figura 33 (a), e a foto de uma cadeira deste tipo de laminador é mostrada na Figura 33 (b).

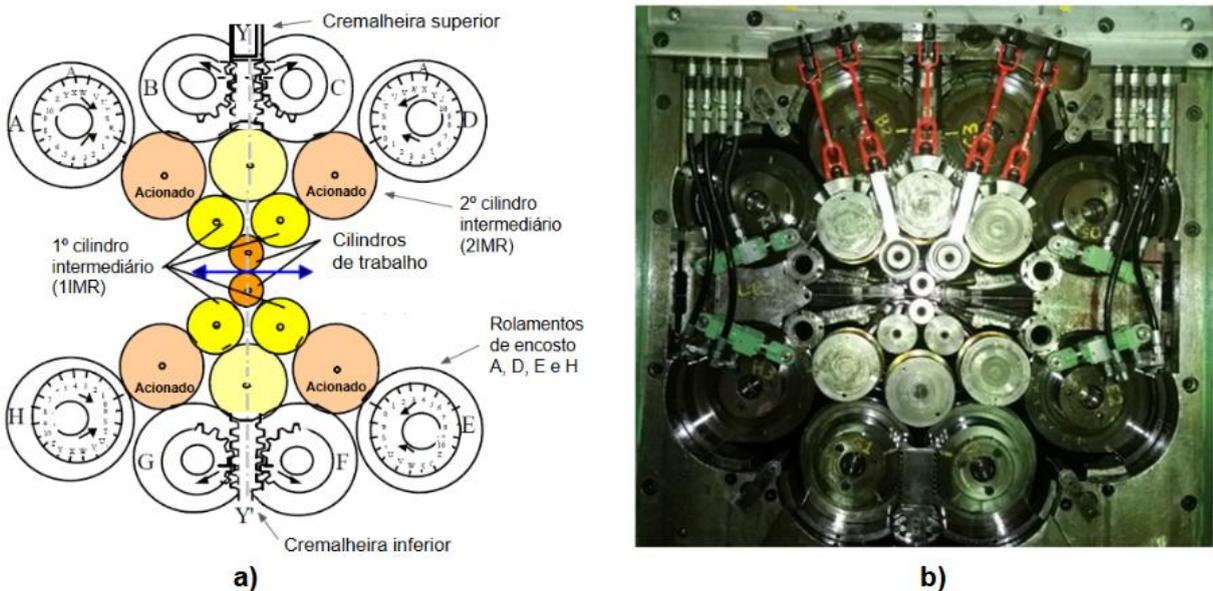


Figura 5 - a) Representação e b) foto da cadeira de um laminador Sendzimir [13].

Neste conjunto, cada cilindro de trabalho é apoiado em dois cilindros de apoio denominados 1º cilindros intermediários (abreviação 1IMR), que são apoiados a mais três cilindros intermediários (2IMR), dos quais dois cilindros são acionados, e por fim apoiados aos rolamentos de encosto [7] [13] [14].

Comparado a outros modelos de laminador, o uso de cilindros de trabalho menores permite aos laminadores Sendzimir maiores reduções, processar materiais com maior resistência mecânica e em espessuras mais finas [13] [14]. Além disso, o uso de cilindros pequenos permite sua troca

de forma rápida, tornando esse laminador adequado para fabricação de produtos com alto requisito de qualidade superficial, como chapas de aço inoxidável [13].

A abertura e fechamento da cadeira de laminação é feita pelo movimento dos rolamentos de encosto, que são montados em eixos excêntricos acionados [7]. Os laminadores Sendzimir normalmente dispõe de diferentes recursos para controle dimensional e de forma da chapa, conforme ilustrado na Figura 6.

O sistema AGC (*“Automatic Gauge Control”*), com o uso de medidores de espessura por raio x, monitora a espessura da chapa em tempo real durante a laminação e realiza o ajuste da abertura dos cilindros (*“roll gap”*) de forma a garantir que a espessura final da chapa laminada esteja dentro da tolerância especificada [13] [14].

Se a deformação não for uniforme ao longo da largura defeitos de planicidade poderão ocorrer, como as ondulações central e de borda mostradas na Figura 7. Para se obter a melhor planicidade possível da chapa, é necessário que o alongamento no centro e nas bordas sejam iguais, e para isso, o perfil da chapa e do cilindro devem corresponder perfeitamente durante a laminação [33].

A função dos rolamentos excêntricos (*“crown”*) e dos cilindros 1° intermediários (IIMR) é fazer este ajuste, compensando a deformação do cilindro de trabalho e corrigindo seu perfil de acordo com o perfil da chapa. Equipamentos que dispõem de sistemas de monitoramento e controle da planicidade, como as tecnologias Siroll Siflat® [34] ou rolos do tipo BFI Shapemeter® [35], permitem monitorar o alongamento ao longo da chapa durante a laminação, e em alguns sistemas, realizar os ajustes de forma na cadeira de laminação automaticamente [36].

Os principais parâmetros da laminação a frio são definidos por meio do plano de passe, onde é estabelecida a receita para laminação. Neste plano são definidas as cargas, velocidades, quantidade de passes, reduções, trações avante e a ré, posicionamento inicial dos cilindros intermediários (IIMR) e rolamentos (*“crown”*), deslizamento avante, temperatura da bobina, temperatura e vazão do óleo refrigerante em cada passe [37] [38] [39].

O plano de passe é normalmente planejado por meio de modelos matemáticos integrados ao sistema de controle do equipamento, que armazenam os dados de processo e curvas tensão-deformação para cada tipo de material, e que posteriormente são utilizadas no cálculo da receita de laminação atendendo as limitações do equipamento [25].

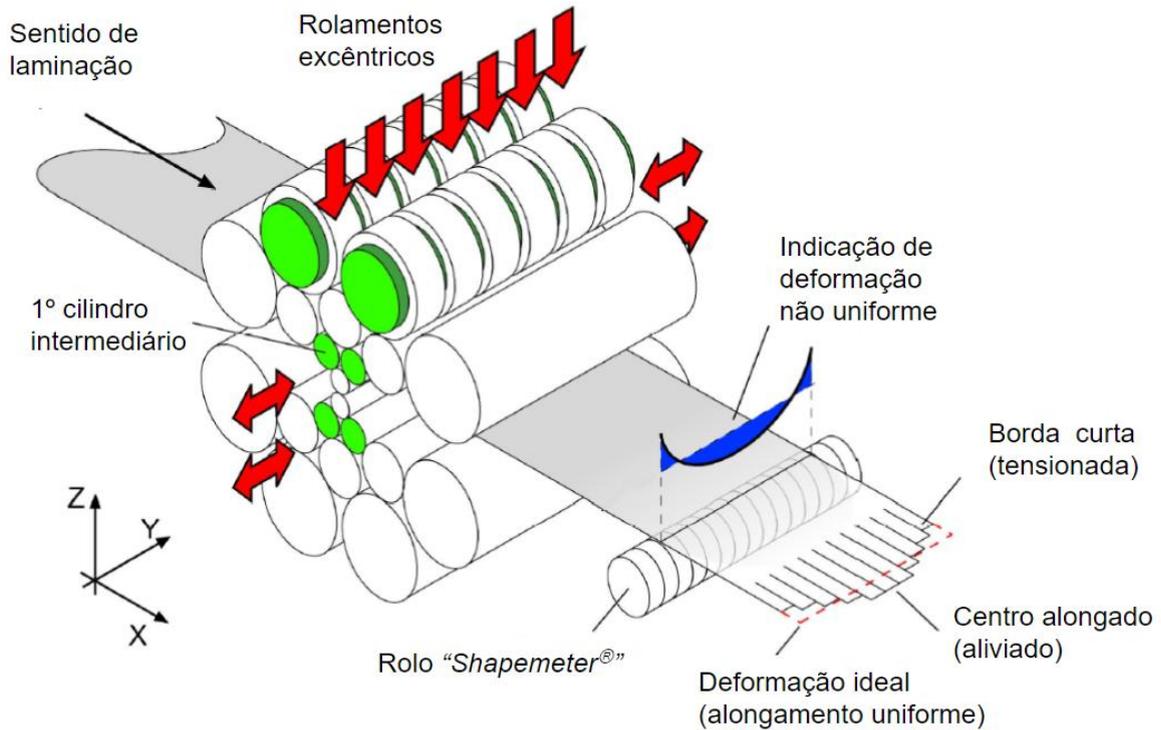


Figura 6 - Representação dos recursos de controle e ajuste de forma do laminador Sendzimir [36].



Figura 7 - Defeitos de forma devido a deformação não uniforme [33].

Da esquerda para a direita: ondulação de borda (*“wavy edges”*) e ondulação central (*“central buckle”*).

No processo de laminação de aços inoxidáveis, utiliza-se óleo mineral com aditivos para lubrificação e refrigeração [7]. A lubrificação é feita nos cilindros e rolamentos da cadeia de laminação, e na região do arco de contato reduzindo o atrito e as cargas de laminação [13]. A Figura 8 ilustra o posicionamento das rampas de oleamento na região da mordida da chapa, em ambos os lados (entrada e saída) e posições (superior e inferior). A lubrificação deve ser uniforme ao longo de toda a largura da chapa, afim de evitar defeitos superficiais e de forma [40].

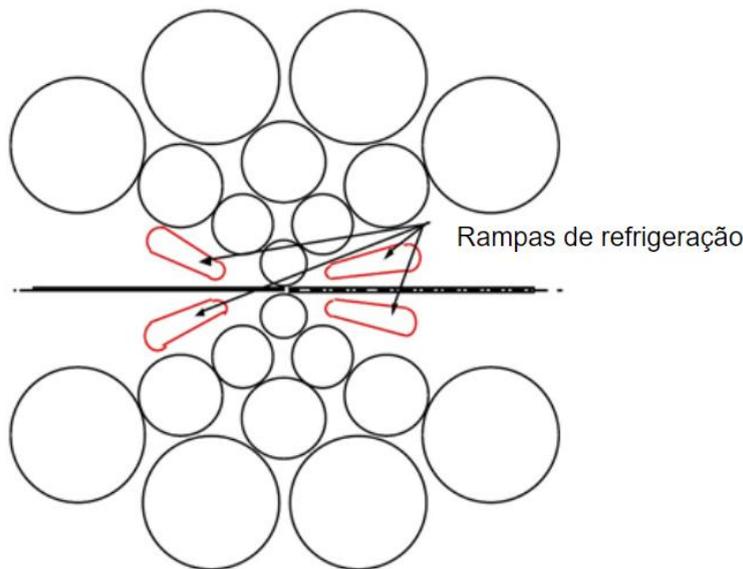


Figura 8 - Posição das rampas de oleamento na mordida da chapa [13].

Além da lubrificação, o óleo também possui a função de refrigerar a chapa e os cilindros. Durante a laminação a frio de aços inoxidáveis na ASA, velocidades de laminação de até 800 m/min podem ser atingidas [25], o que promove uma alta taxa de deformação e aquecimento da chapa e componentes mecânicos do laminador. A temperatura é um importante parâmetro a ser controlado, uma vez que possui influência na resistência do material, na viscosidade do lubrificante, no desgaste dos cilindros, além de ter relação com defeitos superficiais do material laminado [40]. Por isso, a temperatura e a vazão do óleo, bem como os parâmetros de processo e a temperatura da bobina, necessitam ser controlados durante todo o processo de laminação [37] [38] [39].

Devido à importância do óleo lubrificante para o processo, este passa por um robusto sistema de filtragem [41] [42]. Além disso, deve-se evitar qualquer contaminação do óleo, como por óleos hidráulicos e água. Um controle mensal da qualidade do óleo de laminação é realizado, no qual propriedades físicas e químicas são avaliadas, como a viscosidade, ponto de fulgor, nível de acidez, nível de saponificação, presença de partículas e elementos químicos [43].

Ao sair da cadeia de laminação, a chapa passa por rolos enxugadores, que possuem a função de retirar o excesso de óleo da superfície [13]. A Figura 9 ilustra um sistema de rolos de secagem utilizados em laminadores Sendzimir. Normalmente utilizam-se rolos enxugadores de bronze, ou uma combinação de rolos de bronze com rolos revestidos de borracha [37] [38] [39].

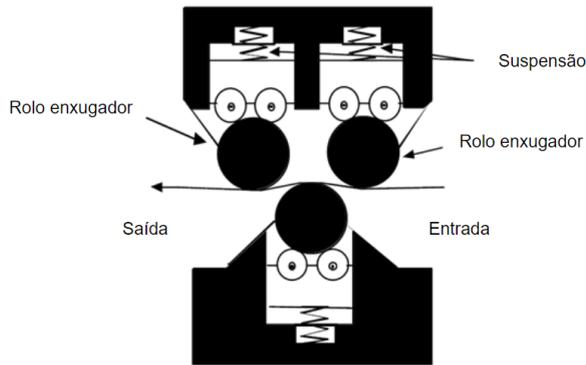


Figura 9 - Sistema de secagem da chapa na saída da cadeia de laminação [13].

No último passe de laminação, para alguns materiais e faixas de espessura é realizada a intercalação de papel entre as espiras da bobina [37] [38] [39]. O papel possui a função de proteger a superfície da tira durante o bobinamento e realizar a absorção do excesso de óleo na superfície da chapa.

Para evitar a adesão do papel à superfície da chapa, alguns parâmetros devem ser controlados, como a tensão de bobinamento, a gramatura do papel, sua composição química, a espessura da camada de óleo na superfície da chapa (“*plate-out*”) e a temperatura da chapa antes do bobinamento [38].

Após a laminação, a bobina segue para o processo de recozimento e decapagem final realizados na linha de recozimento contínuo, no qual o material é submetido a recristalização, decapagem e inspeção visual [44] [45] [46] [47] [48] [49] [50]. Em função do tipo de acabamento solicitado, o material pode ser enviado para o laminador de encruamento, ou para os equipamentos de esmerilhamento ou polimento [51] [52]. Após esta etapa, amostras são retiradas para ensaio de propriedades mecânicas e metalúrgicas.

2.2 Principais defeitos superficiais do processo de laminação a frio de aços inoxidáveis

As chapas e tiras de aço inoxidáveis laminadas a frio têm sido utilizadas em diversas aplicações, por suas propriedades mecânicas, resistência a corrosão, e em muitos casos, devido a sua qualidade superficial e atratividade estética [2] [3] [4] [51] [52]. Contudo, diversos defeitos superficiais podem ocorrer durante o processo de fabricação, comprometendo a aplicação e uso destes materiais. As causas dos defeitos superficiais são diversas, e podem estar associadas às diferentes etapas de fabricação, desde a aciaria ao acabamento [40]. A Figura 10 ilustra os principais defeitos superficiais que ocorrem nas chapas de aço inoxidáveis laminadas a frio na ASA.

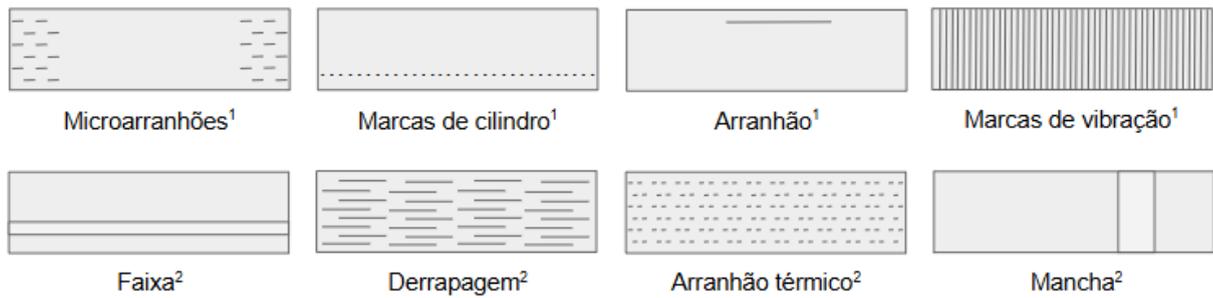


Figura 10 - Ilustração esquemática dos principais defeitos superficiais dos aços inoxidáveis.
¹ Defeitos de origem mecânica; ² Defeitos de origem mecânica, térmica, química ou metalúrgica.

Com base na literatura, neste capítulo serão abordados os principais defeitos cuja causa está associada as variáveis do processo de laminação a frio, e que afetam a qualidade superficial da chapa no aspecto visual, rugosidade e brilho. Portanto, defeitos causados por corpos estranhos na cadeira de laminação, mau funcionamento ou má condição do laminador, e sem aparente relação com as variáveis de processo não serão abordados. Exemplos destes tipos de defeitos são as marcas de cilindro e arranhões.

Além disso, defeitos de forma como aos ilustrados na Figura 11, e manchas relacionadas ao processo de recozimento e decapagem também não foram considerados.



Figura 11 - Ilustração dos principais defeitos de forma em chapas laminadas a frio. Adaptado de Nakhoul [33].

Para a pesquisa bibliográfica, utilizou-se a plataforma Scopus[®], disponibilizada pela editora Elsevier B.V [53]. As palavras chaves utilizadas nas consultas e a quantidade de trabalhos encontrados são apresentadas na Tabela 1. Para construção e visualização da rede bibliométrica foi utilizado o programa VOSviewer[®] V. 1.6.18 [54]. Essa ferramenta permitiu construir uma rede de relação entre os autores por meio de termos importantes extraídos das publicações, e identificar os autores mais influentes em cada área de pesquisa, conforme apresentado na Figura 12.

Além da plataforma Scopus, também foram utilizados relatórios técnicos disponíveis na biblioteca da ASA, especialmente para pesquisa de trabalhos referentes ao defeito micro arranhões.

Tabela 1 - Pesquisa bibliográfica dos defeitos superficiais [53].

| CONSULTA | PALAVRAS CHAVES | Nº DE TRABALHOS | FORNE |
|----------|---|-----------------|--------|
| 1 | stainless, steel, defects, surface, rolling | 95 | Scopus |
| 2 | 430, defects, surface | 205 | Scopus |
| 3 | stainless, defects, surface, cold, rolled | 67 | Scopus |

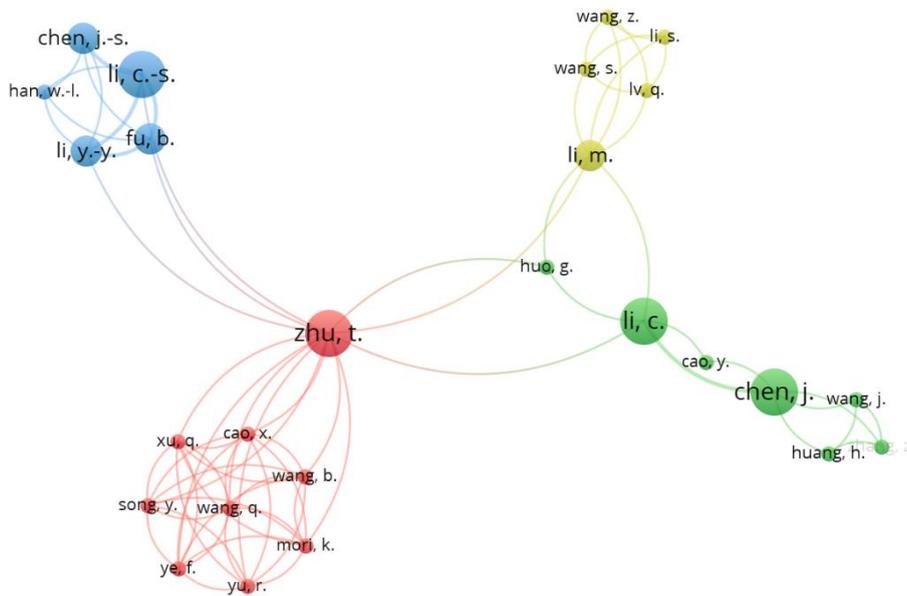


Figura 12 - Diagrama de rede de citações do VOSviewer®.

2.2.1 Micro arranhões

O defeito chamado neste trabalho de micro arranhões é um dos principais responsáveis pelo sucateamento e custo da não qualidade na ASA. Este defeito é comum em todas as classes de aços produzidos nos laminadores a frio do tipo Sendzimir, variando em intensidade e extensão dependendo do laminador, material, espessura final da chapa e condições de laminação. Embora os micro arranhões possam atingir comprimentos da ordem de milímetros, neste trabalho eles serão chamados de “micro arranhões” para distingui-los de outros tipos de arranhões provocados por causas distintas.

Ao estudar o defeito micro arranhões em bobinas laminadas a frio do aço austenítico AISI 304, Labiapari et al. [55] associaram o mecanismo de formação do defeito ao atrito pelo contato entre as espiras durante o bobinamento (origem mecânica), ocorrendo normalmente nas duas faces da tira devido ao movimento destas em sentidos contrários. Além disso, foi observado que o defeito possui aspecto brilhante, não apresenta óxidos, e ocorre na direção de laminação,

formando-se uma pista com acúmulo de material no final desta conforme ilustrado na Figura 13.

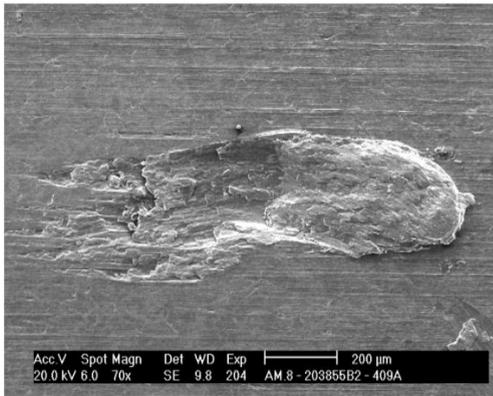
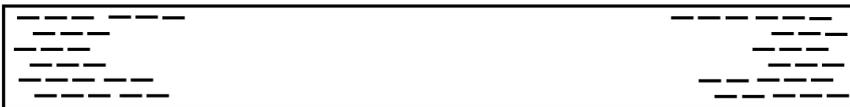


Figura 13 - Microscopia de MEV do defeito microarranhão no aço AISI 409.

Tavares et al. [56] investigaram a ocorrência de micro arranhões na laminação a quente após a reforma do laminador Steckel da Acesita (atual ASA) em 2002. A Figura 14 ilustra algumas características deste defeito, como a posição típica de ocorrência e sua forma.

a)



b)

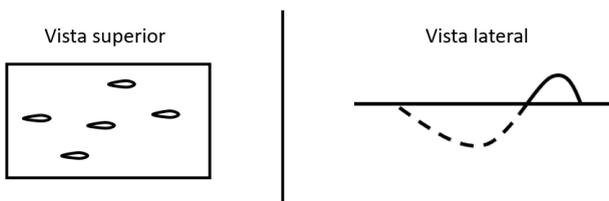


Figura 14 - a) Ilustração da posição dos micro arranhões nas extremidades da chapa (vista superior) e b) forma dos micro arranhões (vista superior e lateral). Adaptado de Tavares et al. [56].

Tavares et al. [56] citaram diferentes causas mecânicas responsáveis para formação dos micro arranhões, tais como:

- Falta ou excesso de tração na bobinadeira;
- Desalinhamento lateral das espiras da bobina (ocasiona micro arranhões oblíquos);
- Deslizamento da tira sobre os rolos puxadores, defletores e rolos de mesa;
- Defeitos de forma (planicidade) na bobina;
- Afrouxamento de espiras;
- Contato inadequado com o dromo (mandril nos fornos do laminador Steckel).

Rodrigues et al. [57] realizaram um trabalho de otimização dos controles elétricos no laminador a frio N° 3 da ASA afim de reduzir a ocorrência dos micro arranhões nos aços AISI 430. As principais ações executadas foram:

- Melhorias nos controles de velocidade e torque da cadeira de laminação;
- Melhorias no sincronismo entre a cadeira de laminação e os rolos tensores e defletores.

Rodrigues et al. [57] destacaram a importância do controle de velocidade dos rolos tensores e defletores, cuja função é sustentar e conduzir a tira até as bobinadeiras. Para o seu adequado funcionamento, estes não devem deslizar sobre a chapa, o que poderia causar micro arranhões e comprometer a qualidade superficial do material laminado. Para isso, os rolos tensores e defletores possuem motores de acionamento nos laminadores de aços inoxidáveis da ASA, como ilustrado na Figura 15.



Figura 15 - Rolos tensor, defletor e motores de acionamento dos rolos do laminador N° 3 da ASA.

O princípio de funcionamento dos rolos tensores e defletores do laminador Sendzimir N° 3 da ASA se baseia na janela de controle (“*windows control*”) ilustrada na Figura 16. A velocidade linear de referência para o acionamento do rolo tensor e defletor na saída da cadeira de laminação é calculada a partir do deslizamento avante previsto (S_{f_ref}) pelo controlador lógico programável (PLC), através da equação:

$$v_{rolo_ref} = v_r(1 + S_{f_ref}) \quad (1)$$

em que v_{rolo_ref} é a velocidade linear de referência dos rolos tensores e defletores, v_r é a velocidade linear medida do cilindro de trabalho, S_{f_ref} é o deslizamento avante previsto e predefinido no PLC do laminador.

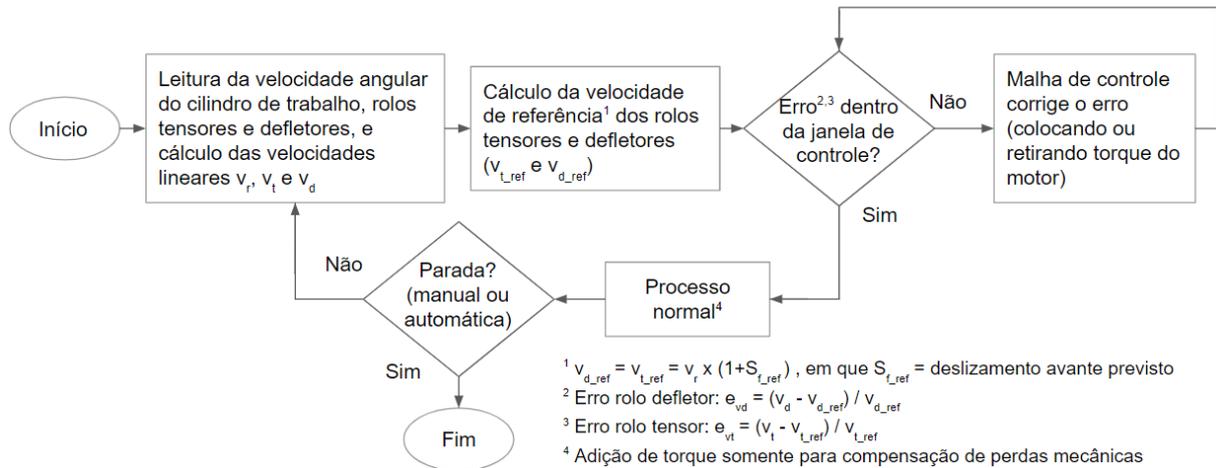


Figura 16 - Fluxograma da lógica de funcionamento da janela de controle de velocidade dos rolos tensor e defletor na saída da cadeira de laminação do laminador N° 3 da ASA.

Durante o funcionamento do laminador os rolos tensores e defletores devem operar dentro dos limites estabelecidos pela janela de controle. Caso os rolos ultrapassem os limites estabelecidos, o PLC incrementa ou reduz o torque dos motores para ajustar a velocidade dos rolos.

Para melhorar as referências de velocidade dos rolos tensores e defletores, diversas ações foram realizadas no laminador N°3 da ASA por Rodrigues et al. [57], dentre elas:

- Melhoria dos sinais de retorno de velocidade da cadeira, rolos tensores e defletores;
- Melhoria dos controles de torque da cadeira e bobinadeiras;
- Troca do transformador de sincronismo para acionamento dos motores principais das bobinadeiras e cadeira de laminação;
- Melhoria do controle de sincronismo dos rolos tensores e defletores;
- Elaboração de procedimentos para calibração das células de carga, medição da inércia e perdas mecânicas dos rolos tensores e defletores.

Com as melhorias implantadas foi possível reduzir o desvio por micro arranhões em 78% em relação ao ano anterior (2017).

2.2.2 Arranhões térmicos

Li et al. [58] investigaram os arranhões térmicos (“*thermal scratches*”) no processo de laminação a frio de aços inoxidáveis AISI 430. Os experimentos foram realizados em laboratório utilizando tiras de 120 mm de largura, com espessura inicial de 3 mm e espessura

final de 0,6 mm (redução de 80% da espessura). As amostras foram inspecionadas com rugosímetro portátil e microscópio eletrônico de varredura.

As variáveis investigadas foram a rugosidade inicial do cilindro (R_a de 0,3 μm e 0,5 μm), concentração (3% e 6%) e temperatura da emulsão (55°C e 63°C). As amostras foram laminadas com 6 passes, com reduções entre 21% a 32,3% e velocidade de laminação entre 12 m/min a 60 m/min. Observa-se na Figura 17 a superfície de uma amostra laminada com rugosidade do cilindro R_a de 0,3 μm , concentração de 3% e temperatura da emulsão de 55°C. Nesta condição, o material apresentou arranhões térmicos com largura entre 1 mm a 2 mm, e comprimento entre 5mm a 10 mm, com uma ocorrência de 20 arranhões em uma área de 100 mm².

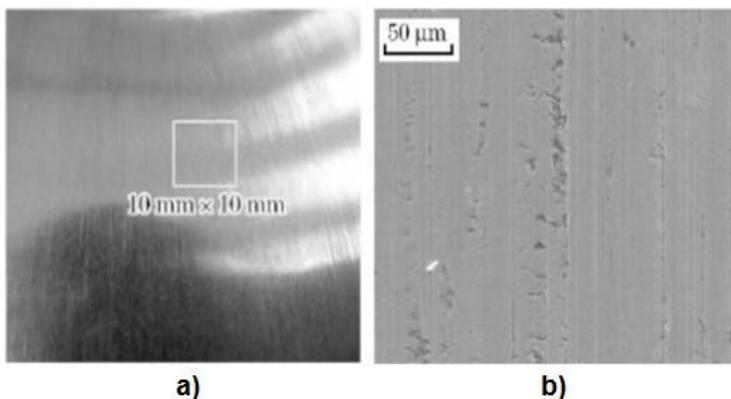


Figura 17 - Amostra com arranhão térmico [58]. Imagem: a) a olho nu e b) microscopia ótica.

Li et al. [58] associaram a formação deste defeito à alta pressão de conformação e ao rompimento localizado do filme de lubrificação, o que leva a adesão (ligação atômica) metal-metal entre a tira e o cilindro de trabalho, ocasionando a formação de microcavidades e asperezas na superfície do metal. Em sua pesquisa, as variáveis que apresentaram maior influência na formação do arranhão térmico foram a rugosidade do cilindro e a concentração do emulsificante.

A redução da rugosidade do cilindro permite melhorar a uniformidade da lubrificação na zona de deformação, reduzindo a probabilidade de ocorrência do arranhão térmico [58]. O aumento da concentração do emulsificante também contribui para redução da ocorrência do defeito, devido ao aumento das gotas do emulsificante na região da mordida (“*roll bite*”), o que permite o maior arraste de moléculas do óleo para zona de deformação, melhorando a eficiência da lubrificação e reduzindo a fricção [58].

O aumento da temperatura demonstrou uma influência negativa na qualidade superficial, aumentando as dimensões do arranhão térmico. Li et al. [58] destacam o efeito ambíguo da temperatura do lubrificante, no qual o aumento da temperatura melhora a lubrificidade devido ao

aumento do diâmetro das gotas de óleo, mas por outro lado reduz o efeito da refrigeração, aumentando assim a temperatura na zona de deformação.

Utilizando métodos analíticos e estatísticos, Chen e Li [59] [60] desenvolveram um modelo para previsão da ocorrência do arranhão térmico durante a laminação a frio de aços inoxidáveis da série 400. A partir dos parâmetros de processo, é possível determinar a temperatura e espessura limite do filme de lubrificação para a ocorrência do defeito. A Figura 18 ilustra a análise realizada na cadeira 1 de um laminador tandem na laminação do aço AISI 410L, no qual foi estabelecido as zonas de segurança, zona crítica e zona defeituosa em função das condições de temperatura e espessura do filme lubrificante.

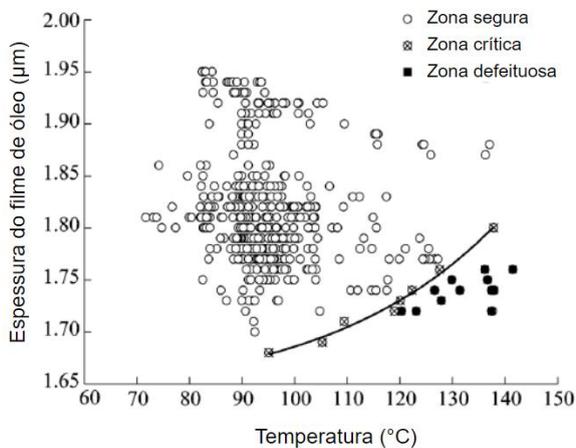


Figura 18 - Distribuição do defeito arranhão térmico em função da espessura e temperatura do óleo lubrificante na laminação do aço AISI 410L [59].

2.2.3 Derrapagem

Na laminação, as forças de atrito entre o cilindro e a chapa são responsáveis por morder a chapa, e permitir o equilíbrio de forças no processo de deformação [14] [17] [18] [19]. Como será apresentado no Capítulo 2.3.6, ao se aumentar a redução, o ponto neutro se desloca para o plano de saída. A redução máxima possível para o processo de laminação ocorre quando o ponto neutro está na saída do arco de contato. Neste momento a velocidade linear de saída da chapa é igual a velocidade tangencial do cilindro, e conseqüentemente, o deslizamento avante é nulo. Quando a redução excede este limite, ocorre o fenômeno chamado derrapagem, patinagem ou “*Skidding*” [13] [14] [61].

Na Figura 19 é mostrado um exemplo de derrapagem da bobina 302527G3000B, aço Aperam 430F. A espessura inicial da bobina era ~3,6 mm, redução do primeiro passe de ~25%, e velocidade máxima programada de laminação de 350 m/min. Observa-se que durante a rampa

de aceleração a velocidade da chapa já estava muito próxima à velocidade da cadeira (velocidade do cilindro), e ao se aproximar da velocidade programada de laminação, a velocidade de saída da chapa foi inferior a velocidade da cadeira, ocasionando a derrapagem com um deslizamento avante negativo de aproximadamente -7%.

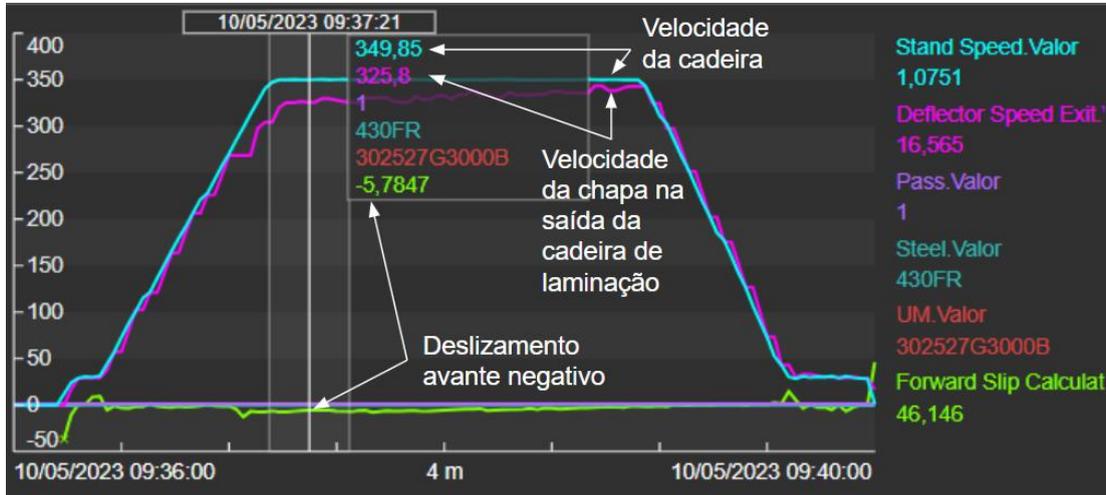


Figura 19 - Exemplo de derrapagem. Bobina do aço 430F - UM 302527G3000B.

Durante a derrapagem, ocorre um excesso de atrito entre a superfície do cilindro e da chapa, a ruptura do filme de lubrificação, gerando arranhões em ambos cilindro e chapa como mostrado na Figura 20. A máxima redução permissível para evitar esse fenômeno é função do coeficiente de atrito, que depende de outras variáveis como a velocidade de laminação e a condição de lubrificação [62]. Além de arranhões na superfície da chapa, a ocorrência da derrapagem gera vibrações não controladas na cadeira de laminação, oscilação das trações e força de laminação, e em casos mais extremos, pode ocasionar o desarme do equipamento.

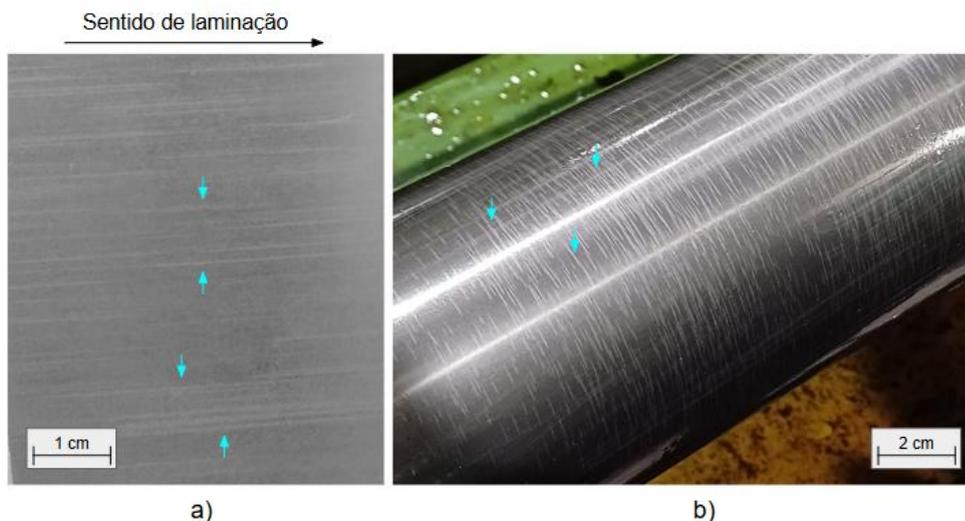


Figura 20 - Marcas de derrapagem: a) na chapa e b) no cilindro de laminação.

2.2.4 Marcas de vibração

Jin et al. [63] (apud. [59]) mostraram que a lubrificação e refrigeração possuem influência na formação do defeito conhecido como marcas de vibração, tremido ou “*chatter marks*”, ilustrado na Figura 21. Wu et al. [64] estudaram os mecanismos de formação das marcas de vibração em laminadores do tipo Sendzimir. Além da complexa influência dos modos de vibração dos componentes mecânicos que compõem a cadeia de laminação, as marcas de vibração foram associadas à combinação de flutuações entre as cargas verticais e horizontais durante a laminação.

Portanto, as marcas de vibração podem estar associadas a variação das tensões avante e a ré, a mudança da condição de lubrificação, à variação das forças de fricção na direção horizontal, a flutuação do torque e pressão de deformação entre as zonas de entrada e saída ao longo do arco de contato [64]. Estas variações são perceptíveis pela flutuação na posição do ponto neutro e intensidade do deslizamento avante.

Wu et al. [64] desenvolveram um modelo matemático de flutuação da força de laminação, que permite estabelecer os limites de operação do ângulo neutro com base no regime limite de lubrificação, e para o qual as marcas de vibração serão imperceptíveis. A eficiência do modelo proposto foi atestada com o uso de resultados experimentais.

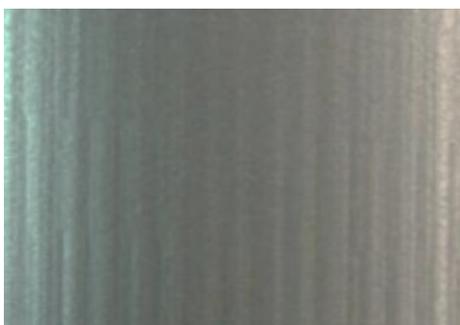


Figura 21 - Marcas de vibração, tremido ou “*chatter marks*” [64].

2.2.5 Microcavidades

O brilho da superfície é fortemente afetado pela presença de microcavidades na superfície (Figura 22). Kenmochi et al. [65] citaram quatro formas de reduzir a presença das microcavidades na superfície da chapa laminada a frio: a) reduzir a rugosidade da bobina laminada a quente; b) reduzir o aprisionamento do óleo nas microcavidades durante a laminação; c) reduzir a corrosão intergranular durante o processo de recozimento e d) reduzir arranhões na superfície da chapa causados pela rugosidade do cilindro de trabalho.

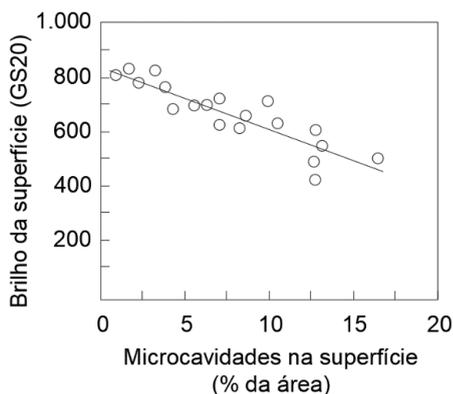


Figura 22 - Efeito das microcavidades no brilho da superfície [65].

Em seu trabalho, Kenmochi et al. [65] investigaram o efeito do diâmetro do cilindro, da rugosidade da bobina a quente, da redução, da velocidade de laminação e da viscosidade do óleo de lubrificação na redução das microcavidades provenientes da bobina mãe, na laminação dos aços inoxidáveis AISI 304 e AISI 430, em laminadores do tipo tandem e Sendzimir. Para avaliação dos microdefeitos remanescentes na superfície, utilizou-se um programa de processamento de imagem que permitiu medir a razão entre a área com microcavidades em relação a área inspecionada após cada passe de laminação.

A Figura 23 ilustra a influência do (a) diâmetro do rolo (cilindro de laminação), (b) rugosidade da bobina mãe, (c) rugosidade do cilindro de trabalho, (d) redução no 1º passe, (e) velocidade de laminação e (f) viscosidade do óleo de laminação na redução das microcavidades.

As variáveis que apresentaram maior efeito na redução das microcavidades foram o diâmetro do cilindro, a rugosidade da bobina mãe, a rugosidade do cilindro de trabalho no 1º passe e a redução no 1º passe. Comparado as outras variáveis, a velocidade de laminação e a viscosidade do óleo lubrificante apresentaram menor efeito na redução das microcavidades para as condições investigadas [65].

Recentemente Li et al. [66] [67] estudaram a influência da concentração e temperatura da emulsão, rugosidade do cilindro e redução de espessura no brilho do aço inoxidável AISI 430 laminado a frio. Os resultados indicaram que: a) o aumento da temperatura, aumento da concentração de emulsificante e redução da viscosidade do emulsificante aumentaram o brilho da superfície, b) a rugosidade da bobina mãe foi a variável de maior influência nos microdefeitos, c) a redução da espessura possui um papel importante, sendo que o seu aumento contribui para a remoção do óleo aprisionado nas cavidades durante a laminação, e conseqüentemente, aumento do brilho.

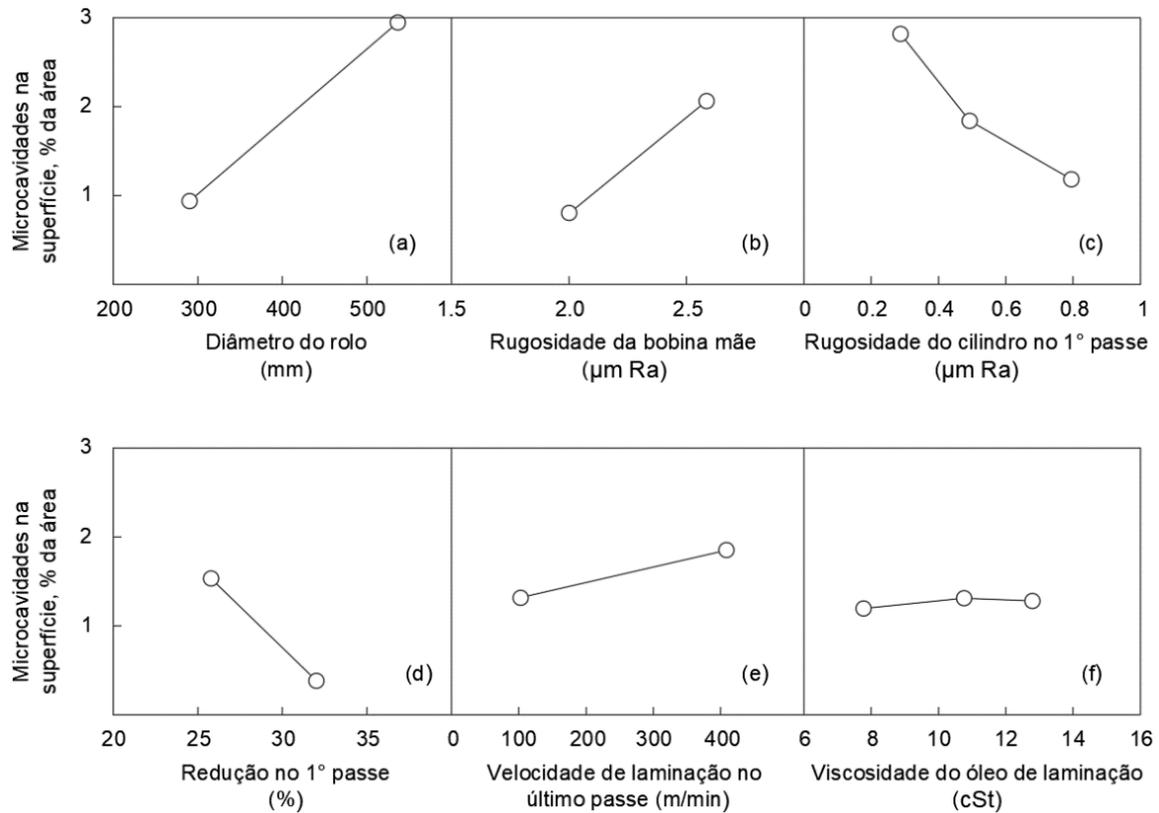


Figura 23 - Efeito de diferentes variáveis na eliminação dos microdefeitos na superfície da chapa [65].

A Figura 24 ilustra a superfície de uma tira após cada passe de laminação, e a eliminação progressiva das microcavidades, sendo a maior contribuição obtida no primeiro passe.

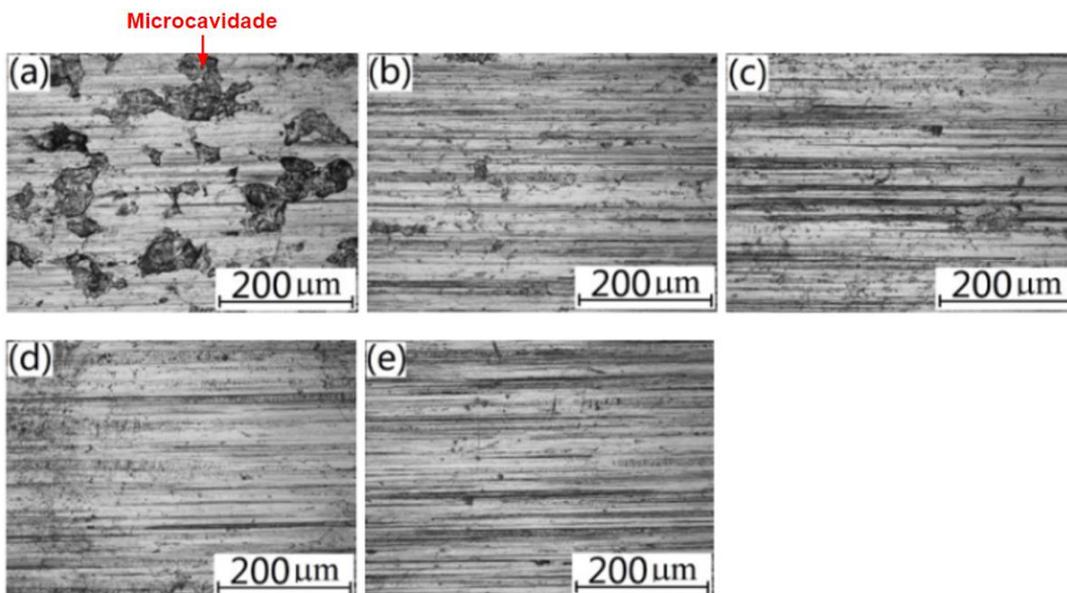


Figura 24 - Evolução dos microdefeitos após o: a) primeiro, b) segundo, c) terceiro, d) quarto e e) quinto passe de laminação [66].

2.3 Importância do deslizamento na laminação a frio

2.3.1 O que é o deslizamento?

Durante a laminação a frio de chapas, a velocidade da tira ao longo do arco de contato é aumentada proporcionalmente à redução de espessura. O cilindro de trabalho, contudo, opera a uma velocidade angular constante [68]. Conforme ilustrado na Figura 25, ao longo do arco de contato L , existe um ponto em que a velocidade da tira se iguala a velocidade do cilindro de trabalho, denominado ponto neutro (N).

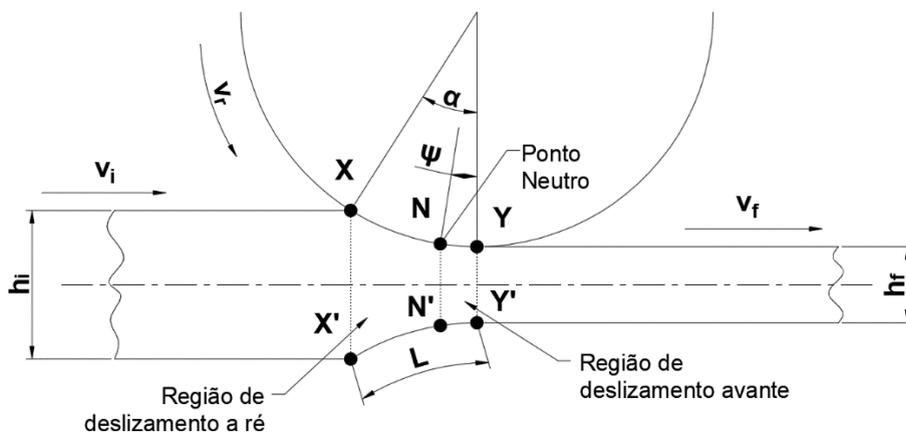


Figura 25 - Vista lateral do processo de laminação. Adaptado de Groover [68].

Na região entre a entrada da tira e o ponto neutro (área entre os pontos XN), ocorre o escorregamento do cilindro sobre a tira, denominado deslizamento a ré. O contato nessa região produz as forças que arrastam a tira para o cilindro, denominado força motriz [69].

A partir do ponto neutro (ponto N), até a saída da tira (ponto Y), ocorre o escorregamento da tira sobre o cilindro, denominado deslizamento avante [70]. O deslizamento avante, escorregamento avante ou “*forward slip*”, é quantificado pela diferença entre a velocidade linear do cilindro de trabalho e a velocidade de saída da tira, representado pela equação:

$$f_s = \frac{v_f - v_r}{v_r} \quad (2)$$

em que v_f corresponde a velocidade de saída da tira e v_r a velocidade linear do cilindro de trabalho.

O deslizamento a ré ou “*backward slip*”, por sua vez, é quantificado pela diferença entre a velocidade linear do cilindro de trabalho e a velocidade de entrada da tira, representado pela equação:

$$B_s = \frac{v_r - v_i}{v_r} \quad (3)$$

em que v_i corresponde a velocidade de entrada da tira e v_r a velocidade linear do cilindro de trabalho.

Na Figura 25, o plano NN' é chamado de plano neutro. Entre o plano de entrada XX' e o plano neutro NN' as forças de fricção atuam no sentido de laminação, e entre o plano NN' e o plano YY' as forças de fricção são opostas a direção do movimento da chapa. Portanto, o ponto N corresponde a um ponto de inversão das forças de atrito. O ângulo ψ formado entre o plano neutro e o plano YY' é chamado de ângulo de deslizamento nulo [14] ou ângulo neutro [69], e o ângulo α formado entre o plano de entrada XX' e o plano de saída YY' é chamado ângulo de contato ou ângulo de ataque [70].

A Figura 26 ilustra a distribuição das tensões de atrito ao longo do arco de contato. A região entre o plano de entrada e o plano neutro é chamada zona de entrada, e a região entre o plano neutro e o plano de saída zona de saída.

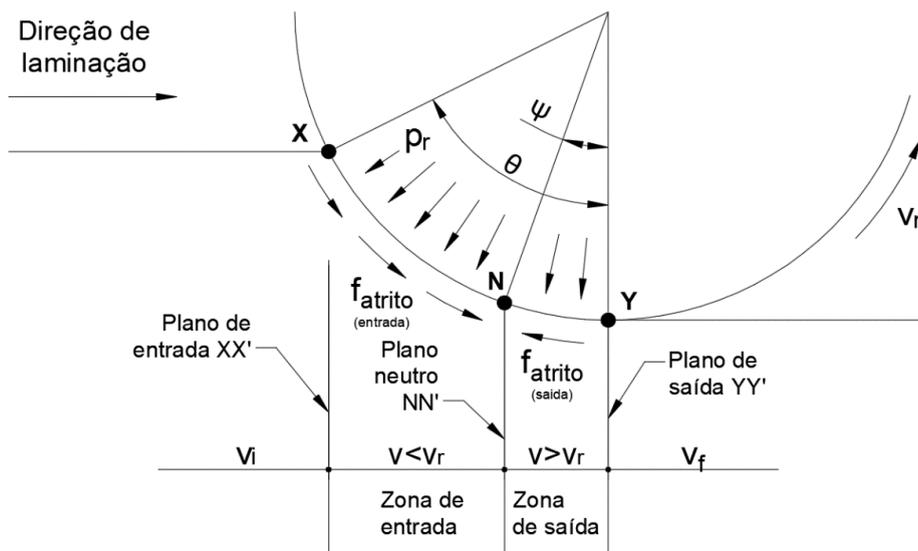
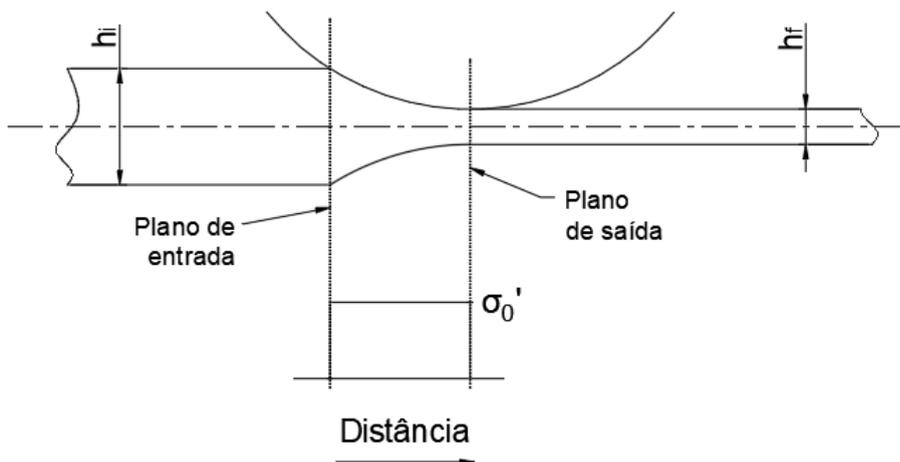


Figura 26 - Distribuição das tensões de atrito nas zonas de entrada e saída. Adaptado de Helman e Cetlin [69].

2.3.2 Influência do coeficiente de atrito

A Figura 27 ilustra o efeito do coeficiente de atrito na força de laminação e posição do ponto neutro desprezando o encruamento do material. Nota-se pela Figura 27 (a) que na condição hipotética de mínimo atrito, a pressão de deformação é constante (σ_0'). Com a existência de atrito entre o cilindro e a chapa (b) a pressão de contato assume a forma de duas curvas exponenciais chamadas de colina de fricção (“*friction hill*”) [7] [14] [69] [70]. Conforme modelos matemáticos, o ponto de máxima pressão se situa no plano neutro, e portanto, coincide com o ponto neutro.

a) Condição mínima de fricção



b) Condição típica de fricção

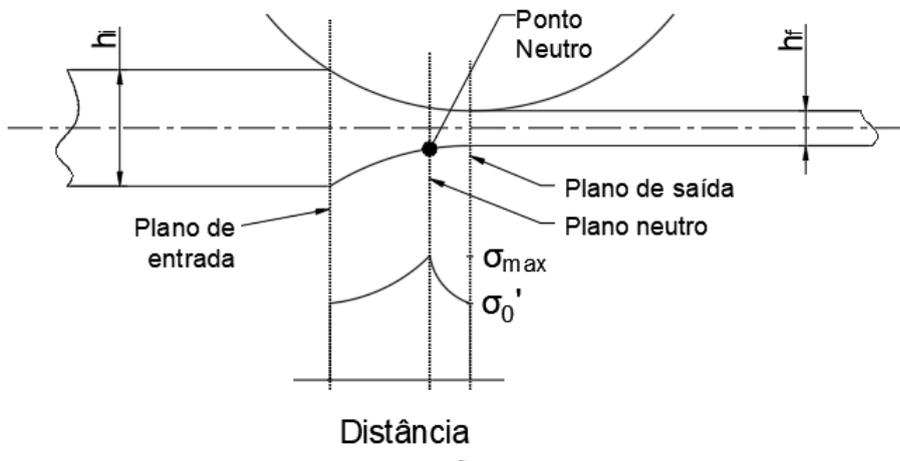


Figura 27 - Distribuição da pressão ao longo do arco de contato: a) sobre condições mínimas de fricção; b) com a condição usual de fricção [7].

A Figura 28 ilustra a influência do coeficiente de atrito na laminação de uma chapa larga, fina e com pequeno ângulo de contato ($5,66^\circ$), sobre a pressão específica de laminação p/S (pressão exercida pelo cilindro p sobre a tensão de escoamento da chapa S). O exemplo considera diferentes valores de coeficiente de atrito, e os demais parâmetros fixos. Observa-se a forte influência do coeficiente de atrito sobre a pressão de laminação normalizada (p/S), que na condição de atrito mínimo, está em um patamar próximo de 1 (valor normalizado), e com o aumento do coeficiente de atrito atinge valores de pico até quatro vezes superior.

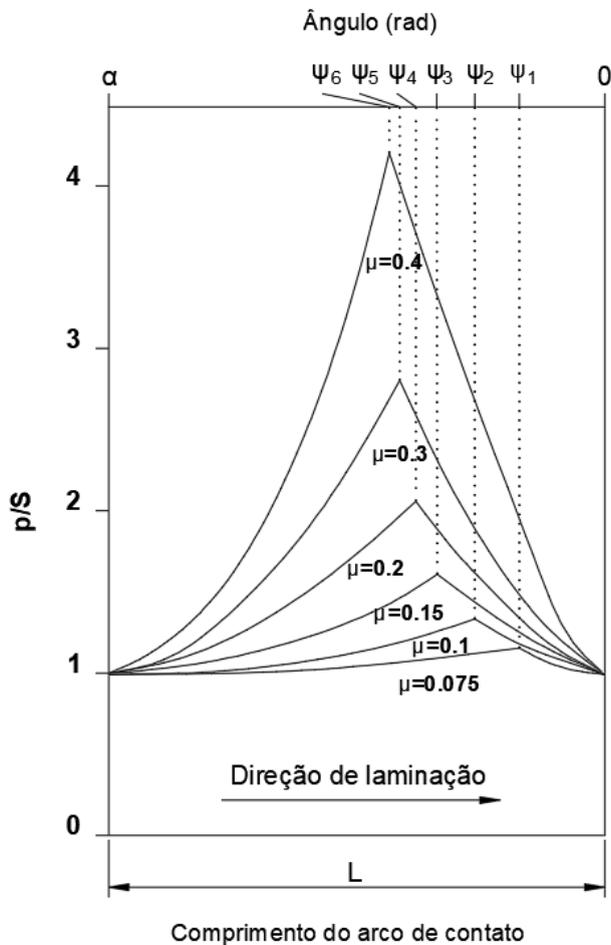


Figura 28 - Influência do coeficiente de atrito na pressão específica de laminação. Tselikov [71] (apud. [7]).

Observa-se também na Figura 28 a influência do coeficiente de atrito na posição do plano neutro. Para a condição de menor atrito o ponto neutro é deslocado em direção ao plano de saída, proporcionando um menor deslizamento avante. Supõe-se que o deslizamento avante será quase nulo em uma condição de mínimo atrito. Ao aumentar o coeficiente de atrito, o deslocamento do ponto neutro ψ ocorre na direção contrária, aumentando o deslizamento avante.

O ponto aguçado obtido por modelos teóricos não representa a condição real de laminação, sendo que o ponto neutro ilustrado na figura não é uma linha na interface entre o rolo e a tira, e sim uma superfície [70], conforme ilustrado na Figura 29. Simulações por elementos finitos também corroboram com esta condição, como será apresentado no subitem 2.5. A área sobre a curva AB representa a pressão para deformar o material no plano de compressão, e a área hachurada a pressão necessária devido a existência das forças de atrito entre o cilindro e a chapa [70].

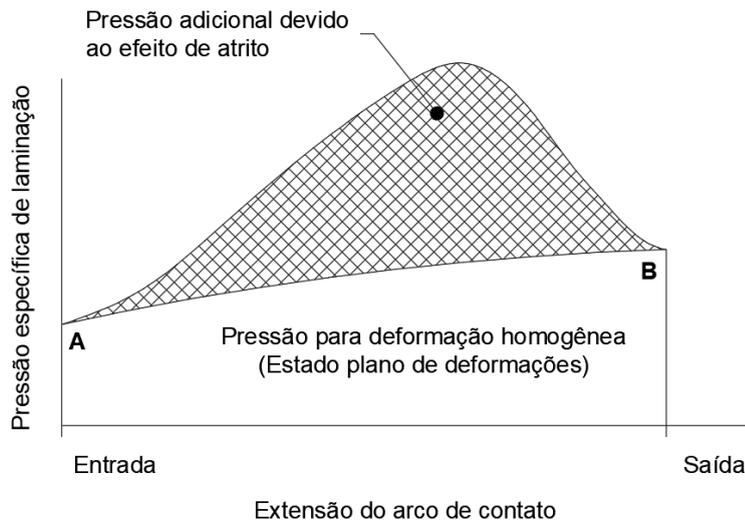


Figura 29 - Distribuição da pressão ao longo do arco de contato [70].

Lovato [72] também investigou a influência do coeficiente de atrito no deslizamento avante na laminação de chapas de aço ao silício. A regressão linear demonstrou uma forte correlação entre as variáveis, com um coeficiente de determinação $R^2 = 97,5\%$.

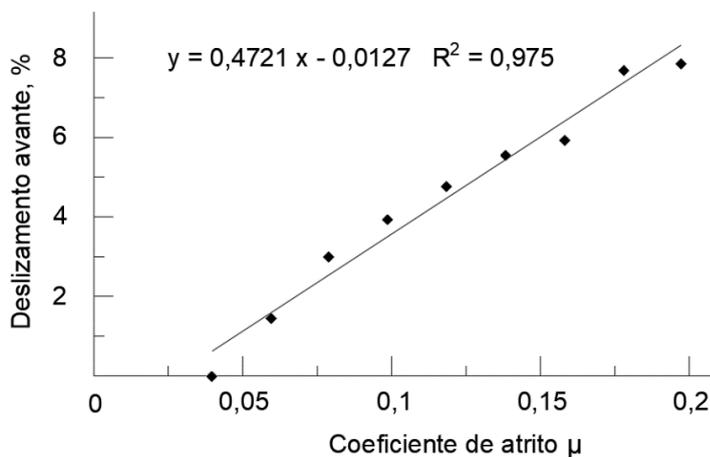


Figura 30 - Deslizamento avante em função do coeficiente de atrito na laminação de aços ao silício [72].

Embora o aumento do atrito facilite a mordida da chapa e aumente o deslizamento avante da tira, também ocasiona um aumento das forças e potência de laminação [7]. O aumento da força, particularmente, pode afetar a forma da chapa devido ao excesso de flexão do cilindro de trabalho ou “*bending*” como mostrado na Figura 31 [14].

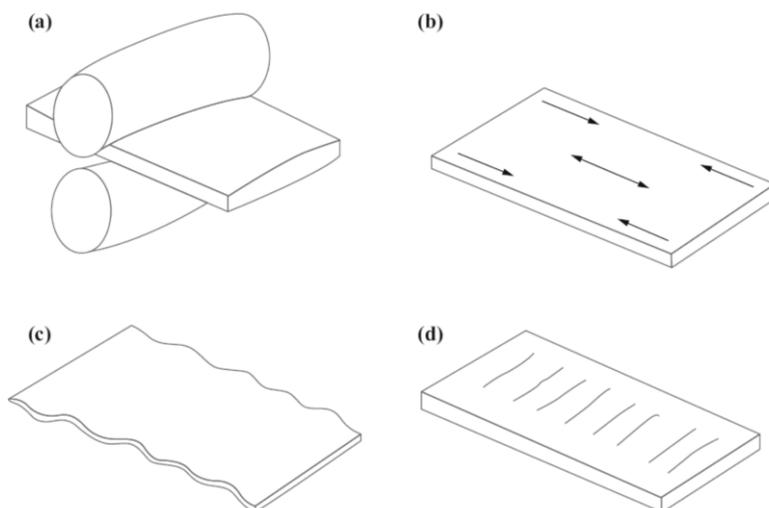


Figura 31 - Possíveis efeitos do excesso de carga de laminação no cilindro e na chapa. Da esquerda para direita: (a) maior flexão do cilindro; (b) tensões residuais; (c) ondulação de borda e (d) trincas no centro ou “*zipper breaks*” [14].

As forças de atrito, por sua vez, dependem da interação entre o cilindro de trabalho, a tira e o lubrificante. Com exceção do passe de encruamento (“*skin pass*” ou “*temper mil*”), os demais processos de laminação a frio de aços planos utilizam algum tipo de lubrificante, geralmente na forma de óleos minerais ou emulsões. O uso do lubrificante reduz consideravelmente a pressão de laminação, além de trazer outros benefícios como a redução e controle da temperatura da chapa e do cilindro [7].

2.3.3 Influência da lubrificação

Efeitos tribológicos na laminação a frio são geralmente associados a condição limite de lubrificação, com a presença de um fino filme de óleo ocasionado pela presença de aditivos de alta pressão, e com um comportamento hidrodinâmico em altas velocidades de laminação [7]. Embora a reação dos aditivos de extrema pressão seja muito baixa em alguns metais como os aços inoxidáveis, a reação pode se dar pela formação do filme com a superfície do cilindro de trabalho ao invés da chapa [73].

O regime de lubrificação na laminação a frio pode ser associado a taxa de contato R_c , representado pela equação:

$$R_c = \frac{A_r}{A_a} \quad (4)$$

em que A_r representa a área efetiva de contato, e A_a a área aparente. $R_c=1$ é equivalente ao regime totalmente limite, e $R_c=0$ indica um regime totalmente hidrodinâmico.

Muitos trabalhos computacionais estimam uma taxa de contato no final da mordida superior a 0,8 [74] (apud. [75]), o que indica que o regime de lubrificação é misto, e portanto, governado pelo contato entre as asperezas da superfície do cilindro e da chapa, e com a presença de uma camada fina de lubrificante na interface. A Figura 32 ilustra este regime de lubrificação.

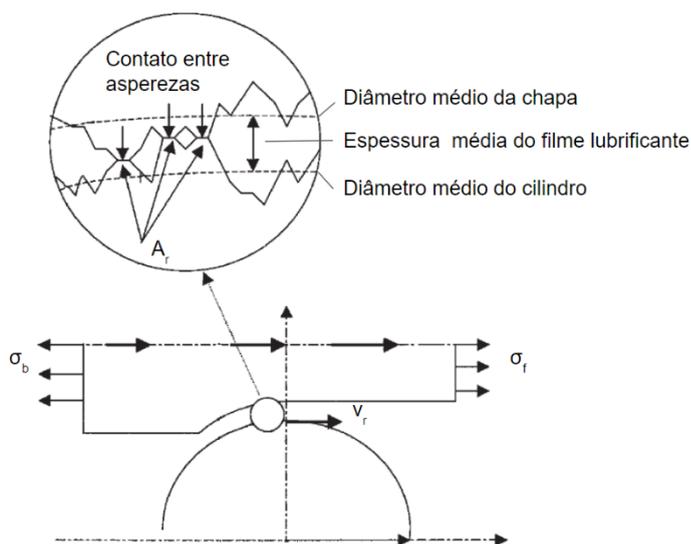


Figura 32 - Ilustração do regime misto de lubrificação. Adaptado de Montimitonnet et. al. [76].

No regime limite, o filme de lubrificação possui a espessura de algumas moléculas [14]. Na Figura 33 é mostrada a curva de Stribeck, que correlaciona a variação do coeficiente de atrito em função do número de Hersey ($\eta N/P$), em que η representa a viscosidade do lubrificante, N a velocidade das superfícies sobre a aplicação de uma pressão constante P . Bhaduri [14] ressalta que no regime limite a espessura do filme lubrificante é muito fina, próximo ao limiar de rompimento, o que permite o desgaste das asperezas e proporciona assim a formação de uma superfície brilhante na superfície da chapa.

O aumento da temperatura ocasiona a dessorção das moléculas de óleo da superfície da tira, que geralmente perdem sua eficiência a temperaturas próximas a 100°C , aumentando assim o coeficiente de atrito [75]. Compostos sulfúricos usados como aditivos de pressão formam sulfetos como o FeS que se decompõem em temperaturas da ordem de 700°C . Por isso, geralmente adicionam-se esses aditivos ao lubrificante para formar uma condição mista de lubrificação, com baixo coeficiente de fricção em uma ampla faixa de temperaturas [14].

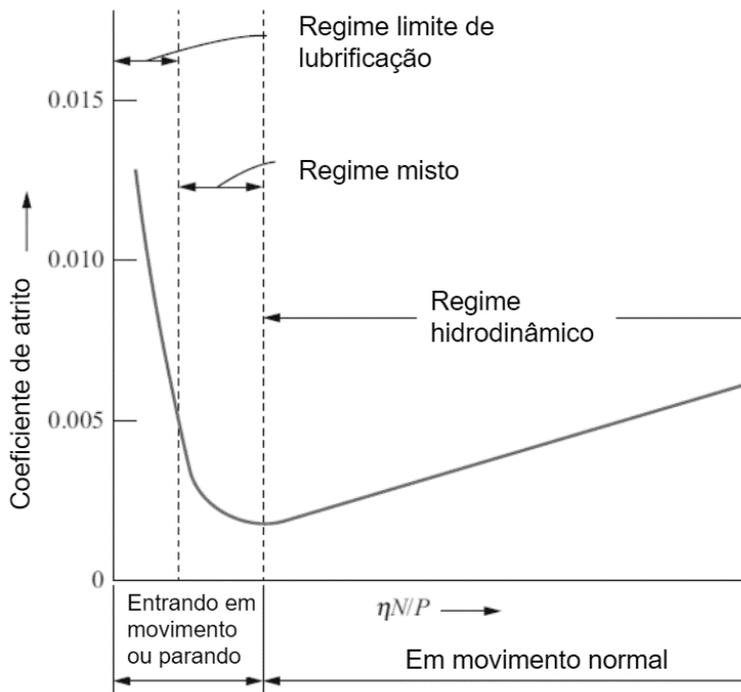


Figura 33 - Regimes de lubrificação em função do coeficiente de atrito e parâmetro ($\eta N/P$) [14].

A temperatura possui um comportamento relevante no efeito da lubrificação. Aproximadamente 90% da deformação plástica por tensões de cisalhamento e contato entre as asperezas é convertida em calor. Embora a geração de calor por forças friccionais seja inferior a 8% do total de calor gerado pela deformação, este é importante por atuar na interface tira-cilindro [75].

Estimar a temperatura de interface é complexo, pois além de depender das condições de contato, é afetado pelas condições de refrigeração e parâmetros do processo de laminação [75]. Zhai e Chang [77] (apud. [75]) constataram que a temperatura local nas asperezas em uma condição equivalente a laminação a frio em regime misto de lubrificação é aproximadamente 100°C, enquanto Molimard et al. sugerem valores da ordem de 200°C em condições extremas [78] (apud. [75]). Louaisil et al. [75] sugerem a partir de diferentes estudos que a temperatura média na interface entre a tira e o cilindro pode ser estimada entre 100 °C a 160°C.

Roberts [7] destaca que o aumento do coeficiente de atrito produz uma superfície mais brilhante, em função do aumento do deslizamento do cilindro sobre a superfície da tira na zona de saída do arco de contato (deslizamento avante). O aumento do brilho é desejável em alguns materiais, como os aços inoxidáveis com aplicações estéticas. Contudo, se houver ausência de lubrificação em condições de alta pressão e taxa de deformação, ou se a lubrificação não for uniforme sobre a superfície da tira, o material poderá apresentar marcas de arranhão térmico ou manchas.

2.3.4 Influência da velocidade de laminação

Com o aumento da velocidade de laminação o efeito da colina de fricção é reduzido pela redução do coeficiente de atrito. A força de separação dos cilindros também reduz, a espessura do filme de óleo aumenta, e a flexão elástica do cilindro diminui, fatores que ocasionam a redução da espessura de saída da chapa [61]. Com o aumento da velocidade e a redução das forças de atrito, o ponto neutro se desloca para o plano de saída, e uma condição crítica de derrapagem pode ocorrer no qual o deslizamento avante se torna negativo. Dieter et al. ressaltam que esta condição é mais crítica para materiais com maior espessura [61].

Na Figura 34 é mostrado o efeito do aumento da velocidade no deslizamento avante e na colina de fricção. Observa-se que para a laminação de chapas com maior espessura (curvas 5 e 6 da Figura 34 (a)), ao aumentar a velocidade atinge-se uma condição crítica no qual a componente da força de atrito horizontal é insuficiente para puxar a chapa, tornando o deslizamento avante negativo. Para espessuras menores (curvas 1, 2 e 3), observa-se dois estágios: no primeiro ocorre a redução do deslizamento avante com o aumento da velocidade até atingir o seu valor mínimo, e a partir deste ponto, se inicia o estabelecimento do regime hidrodinâmico, comportamento este similar ao observado na Figura 33.

Percebe-se que para materiais finos, a condição de derrapagem não ocorre uma vez que o deslizamento avante não se torna negativo. Na Figura 34 (b) observa-se de forma esquemática a influência da velocidade na curva da colina de fricção para a condição de laminação de chapa fina e grossa, mostrando a redução de sua magnitude e deslocamento do cume para o plano de saída com o aumento da velocidade.

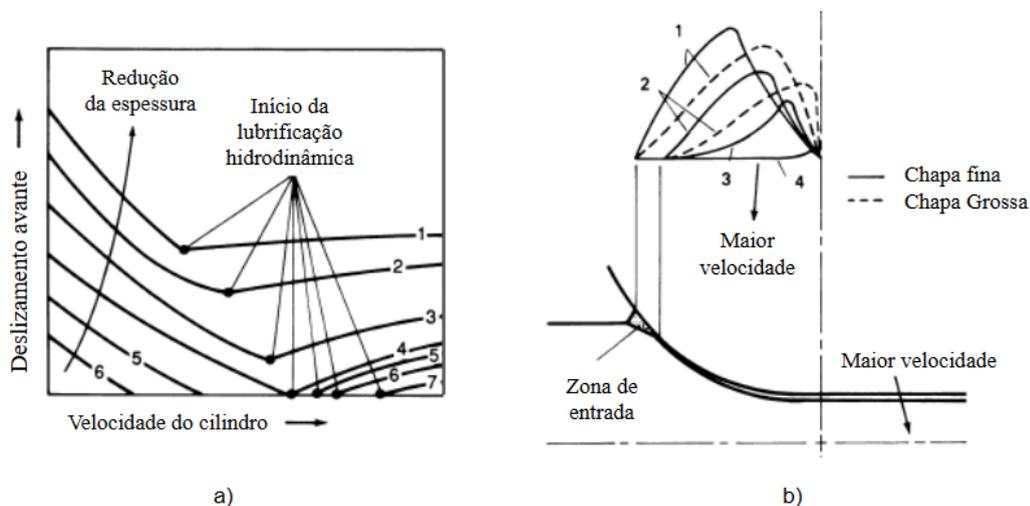


Figura 34 - Influência da velocidade do cilindro no: a) deslizamento avante e b) colina de fricção [61].

2.3.5 Influência das tensões avante e a ré

A Figura 35 ilustra as trações avante (t_f) e a ré (t_b), e a posição x_n do ponto neutro ao longo do arco de contato L_p .

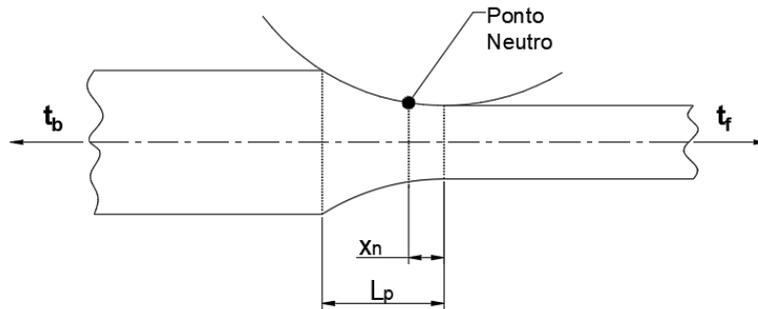


Figura 35 - Posição do ponto neutro x_n ao longo do arco de contato.

O uso de trações avante e a ré afetam a distribuição das forças no arco de contato, e consequentemente, a posição do plano neutro e quantidade de deslizamento avante. Em 1939, Nadai [79] (apud. Dieter [70]) desenvolveu uma teoria que permite calcular o efeito das tensões avante e a ré na distribuição de pressão no arco de contato.

Na Figura 36 percebe-se que a adição de ambas as tensões avante e a ré reduzem a área sobre a curva, reduzindo a força média de laminação, além de deslocar o ponto neutro. Se somente tensão a ré for utilizada, o ponto neutro se desloca em direção ao plano de saída. Por outro lado, se somente tensão avante for usada, o ponto neutro se desloca em direção ao plano de entrada.

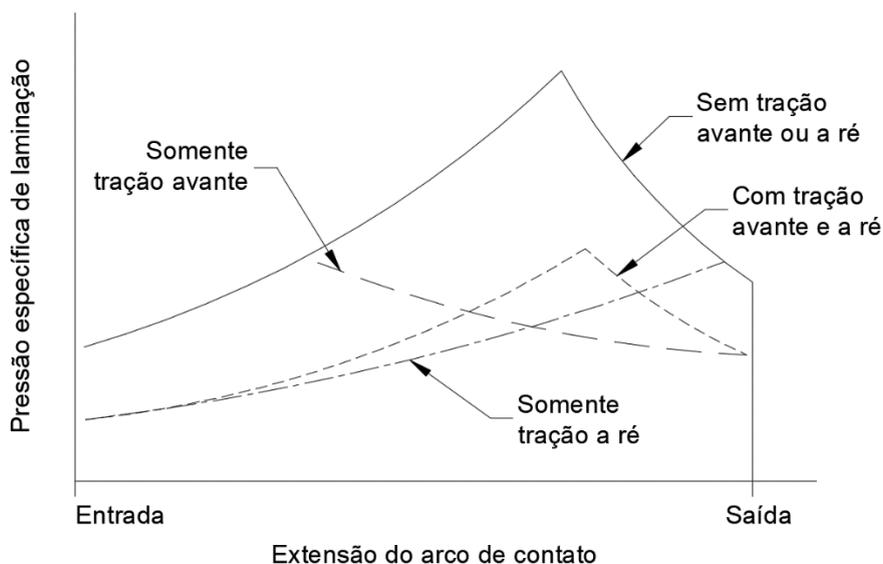


Figura 36 - Efeito das trações avante e a ré na distribuição de pressão no arco de contato [70].

A teoria proposta por Nadai é utilizada até os dias atuais. Poursina et al. [8] citam que a pressão na entrada e saída do arco de contato correspondem a resistência a deformação da tira σ_{0i}' e σ_{0f}' , e sem o uso das trações avante e a ré, a pressão é máxima no ponto neutro N_a . A influência das tensões avante (σ_f) e a ré (σ_b) são ilustradas na Figura 37. A relação entre a posição do ponto neutro e o deslizamento avante é obtido por [7]:

$$x_n = \sqrt{\frac{f_s(1-r)}{r}} L_p \quad (5)$$

em f_s é o deslizamento avante e r é a redução.

Com o uso da tensão a ré σ_b o ponto neutro se desloca de x_a para x_b sem alteração na inclinação da curva na zona de entrada, e reduzindo assim o deslizamento avante. De forma contrária, o uso da tensão avante σ_f desloca o ponto neutro de x_a para x_c , aumentando assim o deslizamento avante. O uso das duas tensões σ_f e σ_b desloca o ponto x_a para x_d , e reduz a pressão necessária para deformação do material.

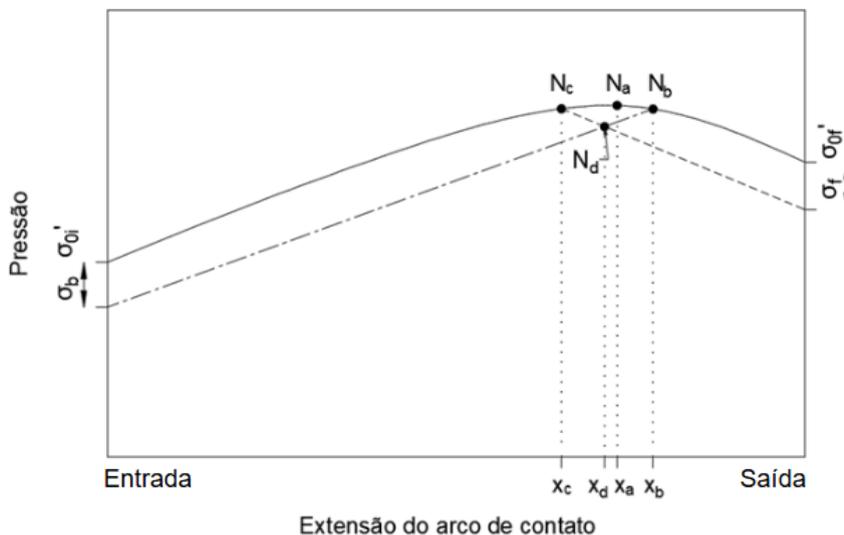


Figura 37 - Distribuição da pressão ao longo do arco de contato com o uso de tensões avante e a ré [8].

As tensões avante e a ré não devem ser excessivas para evitar o risco de ruptura do material. Para laminação de aços inoxidáveis em laminadores do tipo Sendzimir, recomenda-se que as tensões avante sejam da ordem de 20% do valor de escoamento do material a ser laminado, conforme ilustrado na Figura 38 [13].

A tensão a ré no primeiro passe está normalmente limitada à capacidade da desbobinadeira payoff (Figura 4), ou à tensão de bobinamento do equipamento predecessor. Para os demais passes, geralmente utiliza-se uma tensão a ré entre 80% a 90% do valor da tensão avante.

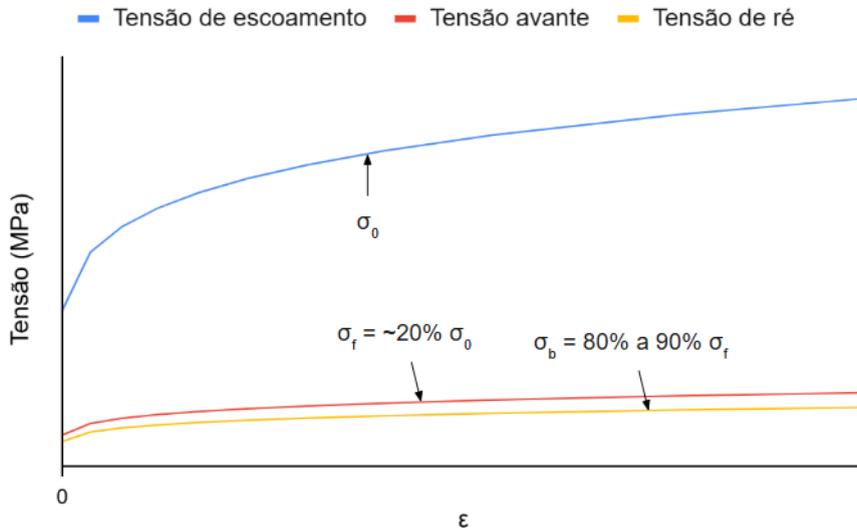


Figura 38 - Valores de referência para tensão avante e a ré para laminação do aço AISI 304. σ_f : tensão avante, σ_b : tensão a ré [13].

2.3.6 Influência da redução

Lenard [80] investigou o comportamento do deslizamento avante em função da redução e condição de lubrificação. Seu trabalho demonstrou que, com o aumento da redução, o deslizamento avante aumenta. Além disso, o experimento demonstrou uma correlação da lubrificação com o deslizamento avante, conforme discutido no item 2.3.3 e ilustrado na Figura 39.

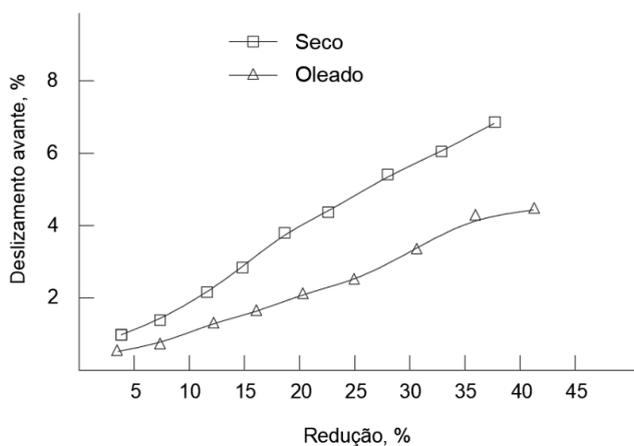


Figura 39 - Efeito da redução no deslizamento avante [80].

Na Figura 40 observa-se a influência da redução na pressão, comprimento e posição do ponto neutro ao longo do arco de contato.

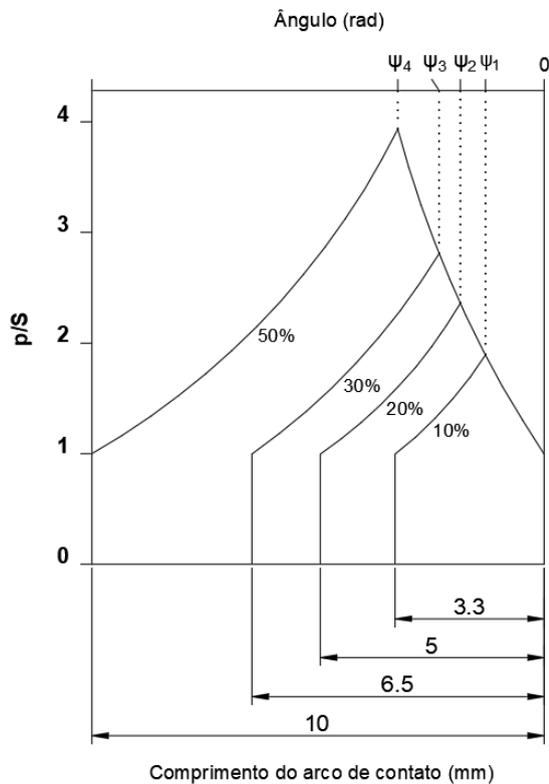


Figura 40 - Distribuição da pressão e posição do ponto neutro no arco de contato para diferentes valores de redução - Tselikov [71] (apud. [7]).

Diferentes valores de redução foram analisados, mantendo os demais parâmetros constantes, considerando o cilindro de trabalho rígido e desprezando o endurecimento do material devido ao trabalho a frio. Observa-se na Figura 40 que o aumento da redução ocasiona o aumento do comprimento de contato e do pico de pressão, além de deslocar a posição do ponto neutro (ψ) para esquerda, afastando o plano neutro do plano de saída e aumentando assim o deslizamento avante.

2.3.7 Influência do diâmetro do cilindro

Na Figura 41 é possível observar a influência do diâmetro do cilindro na pressão, comprimento e posição do ponto neutro ao longo do arco de contato. Diferentes valores de diâmetro foram analisados, mantendo os demais parâmetros constantes, considerando o cilindro de trabalho rígido e desprezando o endurecimento do material devido ao trabalho a frio.

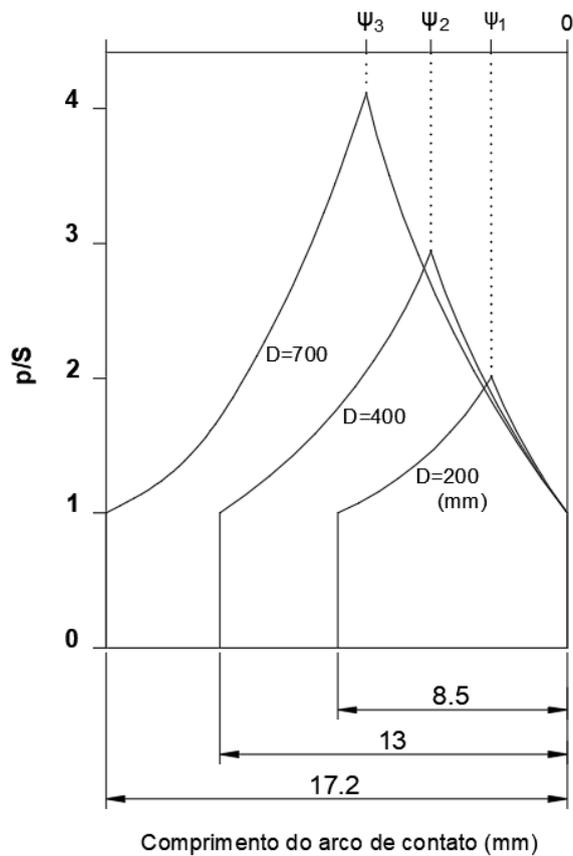


Figura 41 - Distribuição da pressão e posição do ponto neutro no arco de contato para diferentes valores de diâmetro do cilindro de trabalho - Tselikov [71] (apud. [7]).

Observa-se na Figura 41 que, de forma similar ao comportamento observado com o aumento da redução (Figura 40), o aumento do diâmetro do cilindro ocasiona o aumento do comprimento de contato e do pico de pressão, além de deslocar a posição do ponto neutro para esquerda, afastando o plano neutro do plano de saída e aumentando assim o deslizamento avante.

2.3.8 Medição do deslizamento avante

Diversas técnicas são utilizadas para medição do deslizamento avante. Um método usual é o da impressão [14]. Este método utiliza duas impressões de distância l_r em um dos cilindros de trabalho, que após a laminação irá criar saliências com um espaçamento l_2 na superfície da chapa. Assim, o deslizamento avante pode ser expresso por:

$$S_f = \frac{l_2 - l_r}{l_r} \quad (6)$$

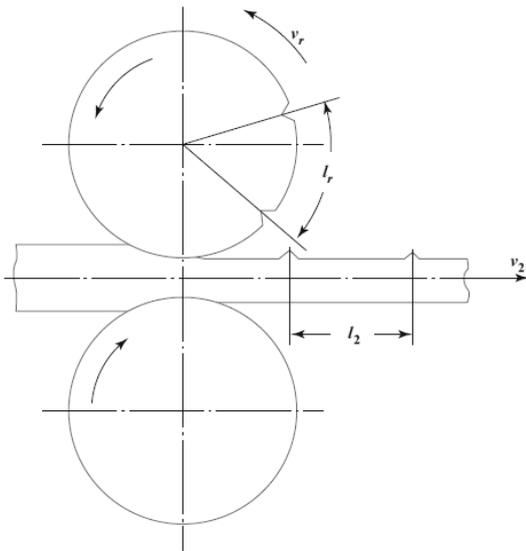


Figura 42 - Método da impressão [14].

O deslizamento avante pode também ser calculado pela medição das velocidades do cilindro de trabalho e da chapa. A medição da velocidade pode ser feita por meio de sensores óticos de movimento do tipo “*encoders*” acoplados ao eixo do cilindro de trabalho, e geralmente a rolos em contato com a face superior ou inferior da chapa ao sair da cadeira de laminação. A partir das medições de velocidade, o deslizamento avante pode então ser calculado pela equação (2).

A medição da velocidade da tira também pode ser realizada por meio de sensores do tipo LDV (“*Laser Doppler Velocimetry*”), conforme ilustrado na Figura 43. Em ambos os casos, a acurácia da medição é um desafio, uma vez que um pequeno erro de medição pode levar a um erro significativo no cálculo do deslizamento avante [81]. Yuen [82] (apud. [81]) utilizou uma técnica para medição do deslizamento avante em um laminador tandem, que se baseia na medição do pico de força e o tempo no qual este pico de força ocorre entre as cadeiras de laminação.

Lu e Tieu [83] utilizaram um sistema de aquisição de imagem de alta velocidade para medição do deslizamento avante em laboratório. Embora o sistema permita uma medição acurada das velocidades, o mesmo possui algumas limitações, dentre elas: a) qualidade na aquisição das imagens, sendo esta uma dificuldade em ambientes industriais, especialmente devido a iluminação e isenção de névoas de óleo lubrificante e b) necessidade de marcações no cilindro de trabalho e na chapa.

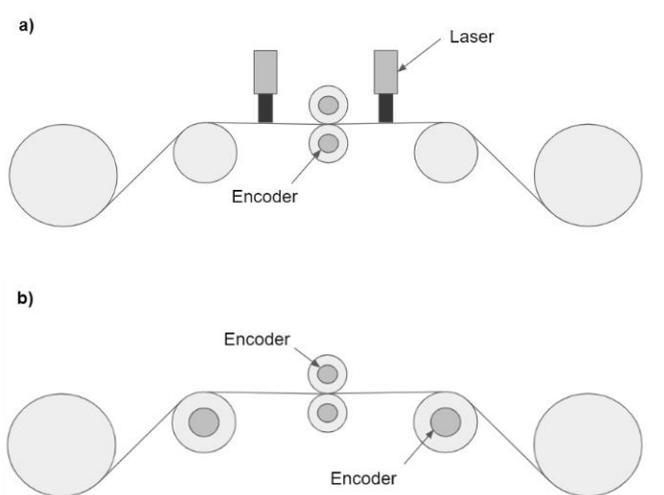


Figura 43 - Exemplo de sistemas de medição do deslizamento avante.

2.3.9 Importância para o processo de laminação a frio

O deslizamento avante é importante para o processo de laminação e sincronismo do equipamento, especialmente em laminadores tandem [8] [14] e laminadores Sendzimir [13]. Os laminadores do tipo Sendzimir, por exemplo, são compostos de diversos componentes rotativos, como os cilindros de trabalho, rolos tensores, defletores e bobinadeiras (Figura 4).

Em função de altas taxas de aceleração e desaceleração da chapa durante a laminação, alguns laminadores são equipados com sistemas de acionamento dos rolos tensores e defletores, especialmente para rolos pesados como rolos do tipo “*Shapemeters*®” [13]. Para o adequado funcionamento deste equipamento, é necessário um perfeito sincronismo destes componentes acionados com a cadeia de laminação. A falta de sincronismo pode ocasionar, dentre outros defeitos, arranhões na superfície do material, desgaste da superfície dos rolos e aumento de consumo de energia pelos motores (perdas mecânicas).

As velocidades de referência de entrada e saída das partes rotativas do laminador podem ser definidas de duas formas: pela medição real do deslizamento avante e a ré, com uso de sensores de medição de velocidade da chapa na entrada e saída da cadeia de laminação, ou pelo uso de constantes ou correlações que determinam o valor esperado do deslizamento avante [8]. Em ambos os casos, é importante que a referência de deslizamento avante seja confiável.

Roberts ressalta que tentativas de aumentar a acurácia da medição do deslizamento com o uso de sensores acoplados aos rolos não obtiveram sucesso, devido ao possível escorregamento da chapa sobre os rolos [7].

No processo de laminação a frio em laminadores tandem deseja-se o controle preciso do deslizamento avante. Um modelo baseado no fluxo de massa é normalmente usado para controlar as velocidades adjacentes a cada laminador, de forma que o controle das velocidades é responsável pela estabilidade e acurácia da espessura da chapa. A acurácia deste modelo, por sua vez, depende diretamente da acurácia na previsão do deslizamento avante [9].

A Figura 44 ilustra uma cadeia de laminação e os principais parâmetros de controle, no qual $h_e v_i$ representa o produto da espessura e velocidade de entrada da chapa, e $h_n v_n$ a espessura e velocidade na saída de cada laminador. A tração entre os laminadores é representada por $\sigma_{n, n+1}$.

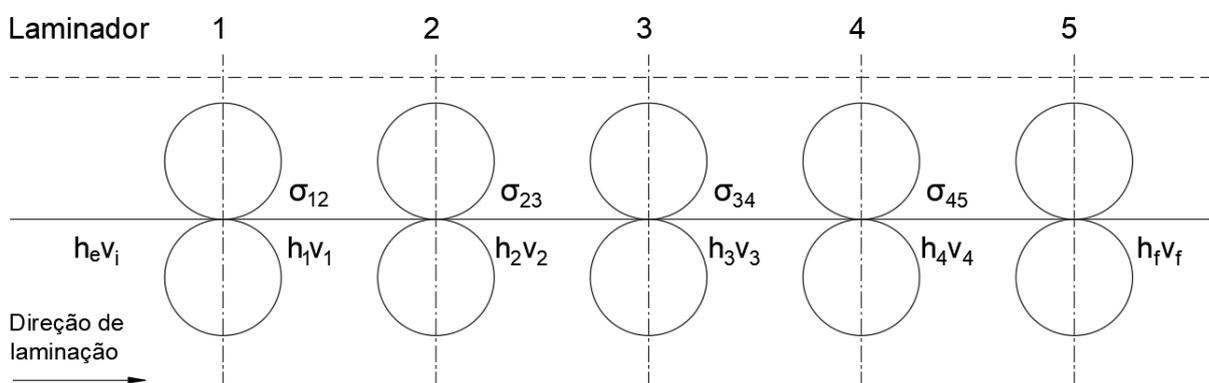


Figura 44 - Ilustração de um laminador tandem com 5 cadeiras de laminação [7].

Se a velocidade de saída prevista de uma tira v_n for inferior a velocidade de entrada da próxima cadeira v_{n+1} , a tensão entre as cadeiras irá aumentar, o que pode causar a ruptura da tira. Por outro lado, se v_n exceder v_{n+1} , a tira irá ficar frouxa na entrada da cadeira posterior de laminação, podendo causar instabilidade no processo. Bhaduri [14] sugere que, para evitar estes problemas, o deslizamento avante deve ser controlado entre 3% a 6%.

Hessenberg e Jerkins [84] (apud. [7]) propuseram um método para determinar variações na tensão entre laminadores, velocidade e espessura em função de perturbações no sistema, como por exemplo, variação da posição do parafuso de aperto, variação da espessura ou das trações. Por motivos de simplificação, este método não considera perturbações devido a variações no limite de escoamento do material e no coeficiente de atrito durante a laminação.

Poursina et al. [8] comentam que, variações nas propriedades do material e no coeficiente de atrito não devem ser desprezadas, e que alguns equipamentos não dispõem de sensores de velocidade entre as cadeiras de laminação que permitam ao sistema prever perturbações devido a estas variações. Por isso foi desenvolvido um algoritmo que permite calcular em tempo real o deslizamento avante por meio dos parâmetros do processo de laminação a frio de um aço baixo

carbono DIN St12 em um laminador tandem, conforme ilustrado na Figura 45. A utilização deste modelo proporcionou ao processo maior estabilidade, reduzindo frequentes eventos de ruptura da chapa.

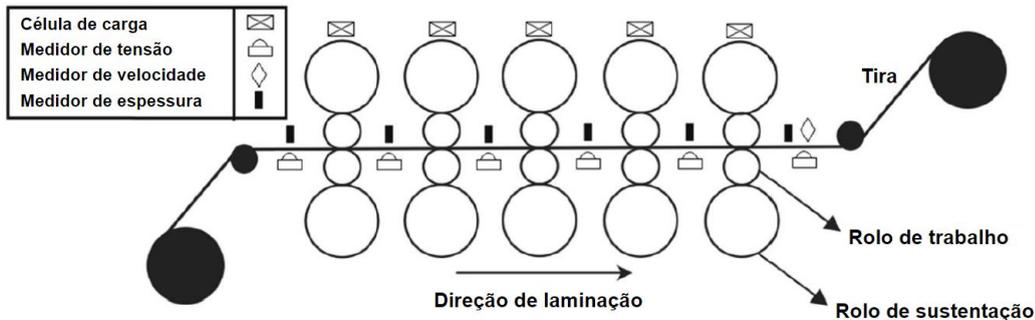


Figura 45 - Representação do laminador tandem e seus recursos, utilizado por Poursina et al. [8].

2.3.10 Importância do deslizamento avante para a qualidade superficial da tira

Além da importância do deslizamento avante para o sincronismo do laminador, supõe-se que este proporcione alguma influência sobre o acabamento superficial da chapa. Contudo, poucos trabalhos foram encontrados sobre este tema. Segundo Roberts [7], condições que favorecem o aumento do deslizamento avante, como o aumento da relação entre as trações avante e a ré, permitem mover o ponto neutro em direção ao plano de entrada, aumentando assim o brilho da superfície da tira após a laminação devido a um efeito de polimento.

Mancini et al. [10] [11] investigaram a influência do deslizamento avante na eliminação de defeitos na chapa provenientes da decapagem inicial. Em sua pesquisa foi estudado o mecanismo microplástico-hidrodinâmico (MPHL) na laminação a frio do aço AISI 304 em laminadores do tipo Sendzimir.

Os resultados indicaram que o escorregamento avante possui influência no arraste do óleo aprisionado nas microcavidades da superfície por ações hidrodinâmicas, sendo relevante para se obter a plena recuperação dos defeitos pela deformação das microcavidades. A Figura 46 demonstra as etapas do processo de eliminação das microcavidades pelo mecanismo MPHL.

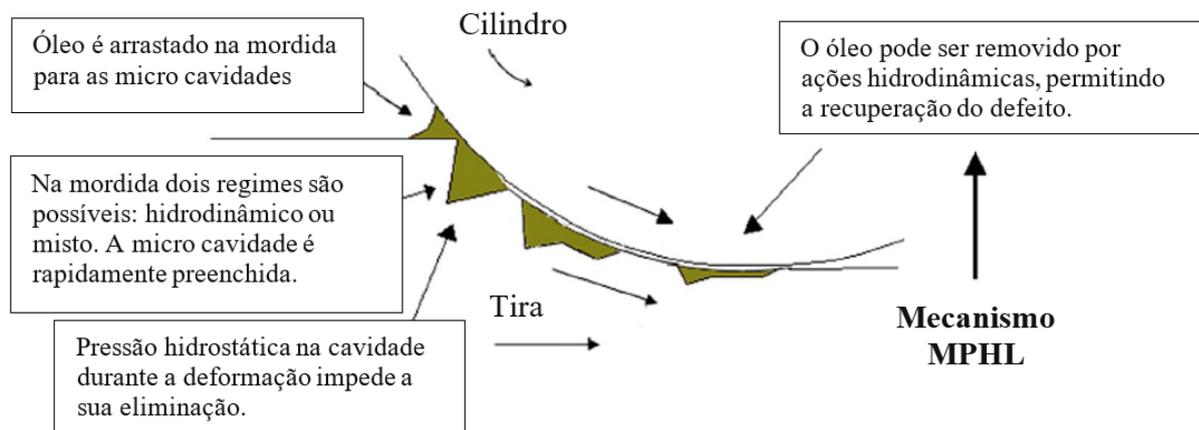


Figura 46 - Representação do mecanismo MPHL. Adaptado de Mancini [10].

Louaisil et al. [75] investigaram o aspecto superficial da tira durante a laminação a frio de aços carbono. Em seu trabalho, foi desenvolvido um dispositivo denominado URT (“*Upsetting Rolling Test*”) que permitiu reproduzir em laboratório as condições industriais de laminação com o uso de uma máquina de tração. A Figura 47 apresenta as microscopias eletrônicas de varredura (MEV) obtidas de uma amostra processada no laminador industrial, e outra com o uso do dispositivo URT.

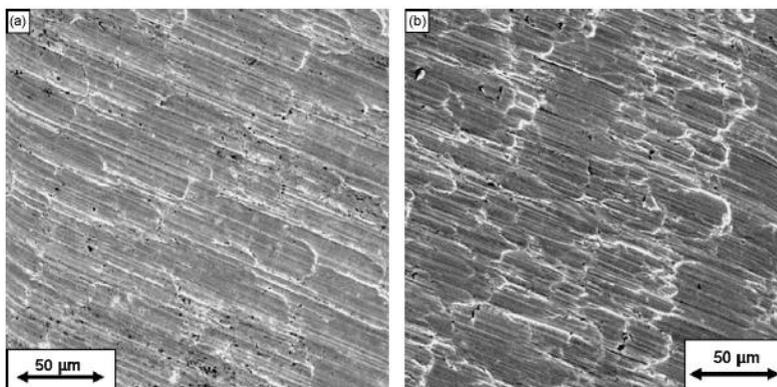


Figura 47 - Imagens de MEV após dois passes de laminação em: a) laminador industrial; b) laboratório [75].

Os resultados demonstraram influência da temperatura do óleo lubrificante com o coeficiente de atrito na interface tira-cilindro e formação de particulados. Neste trabalho, dois valores distintos de deslizamento avante foram testados (2% e 7%), e não foi observado uma influência clara do deslizamento avante nos resultados.

Na ASA, Labiapari et al. [85] também investigaram o aspecto superficial e a formação de particulados no processo de laminação a frio, considerando diferentes ligas de aços inoxidáveis, condição superficial da chapa, reduções e temperaturas do óleo lubrificante. A Figura 48

apresenta imagens de MEV de um aço 304 após: a) a decapagem industrial e b) a laminação a frio. Na Figura 48 (a) percebe-se que a superfície decapada é irregular e com contornos de grão visivelmente corroídos. Na Figura 48 (b) observa-se que as irregularidades pré-existentes na superfície são em grande parte removidas durante a laminação, permanecendo algumas marcas.

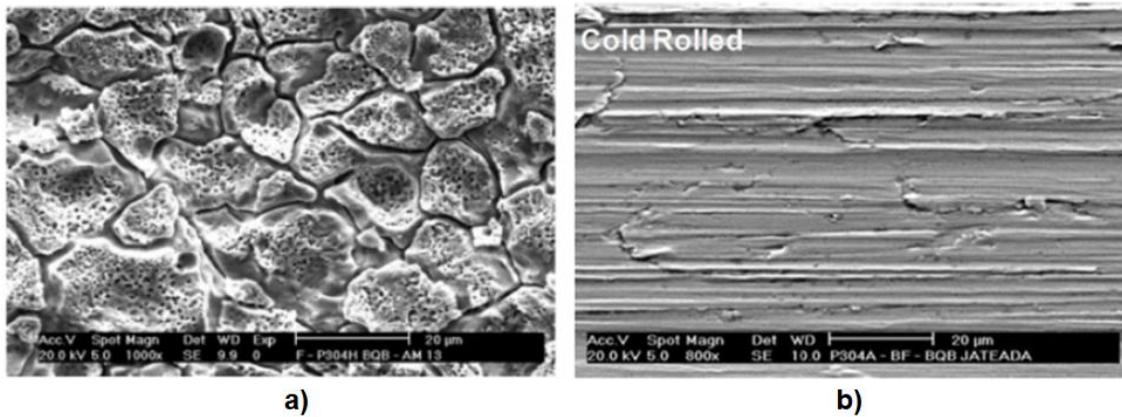


Figura 48 - Imagens de MEV da superfície do aço AISI 304: a) após a decapagem industrial padrão, e b) após a laminação a frio [85].

Contudo, Labiapari et al. [85] não investigaram a influência do deslizamento avante na morfologia da superfície e formação de particulados durante a laminação a frio de aços inoxidáveis.

2.4 Como avaliar o deslizamento avante

2.4.1 Modelos matemáticos

Stone [86] (apud. Dieter [70]) apresentou um modelo simplificado para cálculo do deslizamento avante em função do coeficiente de atrito μ , redução r e ângulo de contato α conforme demonstrado na Equação (7).

$$S_f = \frac{1}{4} \frac{1}{1-r} \left(1 - \frac{\alpha}{2\mu}\right)^2 \quad (7)$$

Admitindo um modelo de atrito coulombiano e a pressão de contato uniforme ao longo do arco de contato, Helman e Cetlin [69] usaram a condição de equilíbrio das forças horizontais no processo de deformação para expressar o ângulo do plano neutro ψ em função do ângulo de contato α e coeficiente de atrito:

$$\psi = \sin^{-1} \left(\frac{\mu \sin \alpha + \cos \alpha - 1}{2\mu} \right) \quad (8)$$

em que o ângulo de contato α é função da espessura de entrada, redução e raio do cilindro de trabalho. Para pequenos ângulos, a equação (8) pode ser simplificada à equação (11).

Utilizando conservação de massa, e as relações geométricas no arco de contato ilustradas na Figura 25, Moon et. al. [9] demonstraram que o deslizamento avante pode ser calculado em função do ângulo neutro ψ , espessura da chapa no ponto neutro h_n , largura da chapa no ponto neutro w_n , espessura da chapa na saída h_f e largura da chapa na saída w_f :

$$f_s = \frac{h_n w_n}{h_f w_f} \cos \psi - 1 \quad (9)$$

Para o estado plano de deformação, a equação (9) pode ser simplificada a:

$$f_s = \frac{h_n}{h_f} \cos \psi - 1 \quad (10)$$

2.4.1.1 Modelo de Ekelund

Ekelund (apud. [14]) desenvolveu uma equação para o cálculo do ângulo neutro, com as seguintes premissas:

- i. O escoamento lateral é desprezível.

- ii. A deformação do cilindro é desprezível, ou seja, o raio do cilindro permanece constante.
- iii. A lei de Coulomb é válida na superfície de contato entre o cilindro de trabalho e a chapa.
- iv. O coeficiente de atrito μ é constante ao longo do arco do contato.
- v. A pressão radial P_r é constante ao longo do arco de contato.
- vi. O regime de laminação é permanente, de forma que a somatória das forças horizontais exercidas pelo cilindro de trabalho sobre a chapa é nula.
- vii. O ponto neutro está dentro do arco de contato.
- viii. O valor do ângulo de contato é muito baixo, de forma que $\sin \alpha \approx \alpha$ e $\sin \psi \approx \psi$ (em radianos).
- ix. O raio do cilindro é consideravelmente maior que a espessura de saída da chapa.
- x. A deformação é homogênea, ou seja, as seções ao longo do arco de contato permanecem verticais durante a deformação conforme ilustrado na Figura 49.

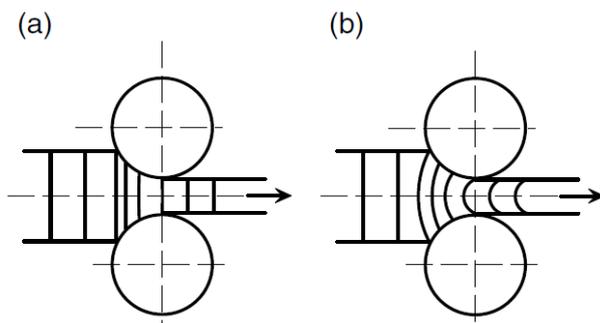


Figura 49 - Ilustração da compressão (a) homogênea e (b) não homogênea [87].

Nestas condições, o ângulo neutro ψ (em radianos) pode ser expresso por:

$$\psi = \frac{\alpha}{2} - \frac{\alpha^2}{4\mu} \quad (11)$$

Ekelund desenvolveu uma expressão simplificada para cálculo do deslizamento avante em função do ângulo neutro ψ :

$$f_s = \frac{R}{h_o} \psi^2 \quad (12)$$

que a partir da Equação (11) pode ser expressa por:

$$f_s = \frac{R}{h_o} \left(\frac{\alpha}{2} - \frac{\alpha^2}{4\mu} \right)^2 \quad (13)$$

As equações de Ekelund (apud. [14]) são uma boa aproximação para fins práticos quando o valor da redução é baixo comparado à espessura de entrada. O valor do ângulo de contato pode ser obtido pela equação (59).

O coeficiente de atrito μ pode ser obtido experimentalmente de duas formas distintas. No primeiro método, adequado para o processo sem o uso das trações auxiliares avante e a ré, deve-se realizar um experimento aumentando o valor da redução até atingir a condição de Δh_{\max} para que ocorra a mordida da chapa. Neste momento, a equação (63) mostrada no Capítulo 10 é satisfeita, e por meio dela pode-se calcular o valor do coeficiente de atrito μ [69].

O valor de μ também pode ser obtido experimentalmente forçando uma condição de deslizamento avante nulo [14]. Para isso, deve-se realizar um procedimento no qual a tensão a ré é aumentada gradualmente até que a velocidade de saída da chapa se iguale a velocidade linear do cilindro de trabalho. Neste instante, o coeficiente de atrito pode ser calculado em função do torque de acionamento dos dois cilindros de trabalho pela equação:

$$\mu = \frac{M_T}{2 R P} \quad (14)$$

2.4.1.2 Modelo de Von Kármán

Von Kármán desenvolveu equações para o cálculo das cargas de laminação através das tensões locais. Este método é conhecido como “*slab method*”. O método se baseia no equilíbrio das forças que atuam em duas seções ao longo do arco de contato, uma na zona de entrada, e outro na zona de saída, conforme ilustrado na Figura 50.

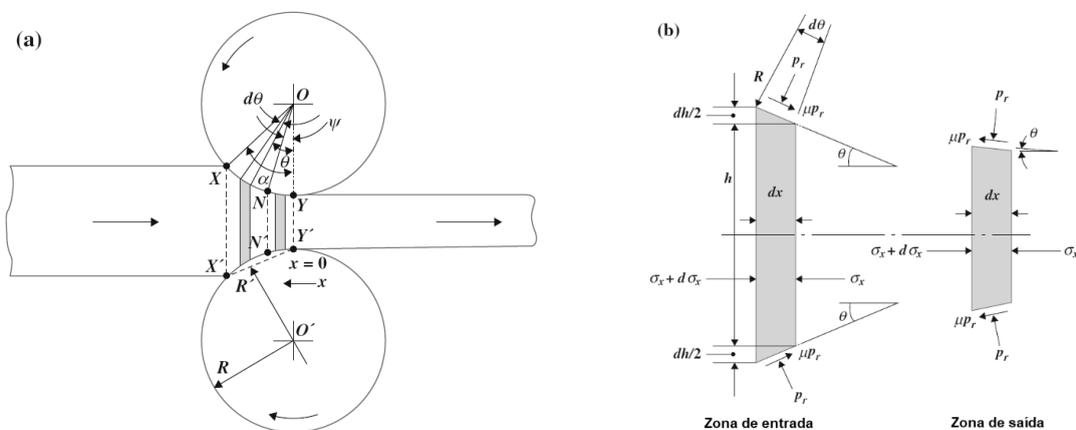


Figura 50 - Forças atuando na chapa nas zonas de entrada e saída [14].

A partir da condição de equilíbrio na direção x tem-se:

$$(\sigma_x + d\sigma_x)(h + dh)w - 2p_r \sin \theta R d\theta w - \sigma_x h w \pm 2 \mu p_r \cos \theta R d\theta w = 0 \quad (15)$$

Von Kármán demonstrou que:

$$\frac{d}{d\theta} (\sigma_x) = 2p_r R (\sin \theta \pm \mu \cos \theta) \quad (16)$$

Sendo a equação (16) conhecida como equação da colina de fricção de Von Kármán.

2.4.1.3 Modelo de Bland e Ford

A partir da equação de Von Kármán e empregando simplificações, Bland e Ford demonstraram que:

para zona de entrada:

$$\frac{p^-}{\sigma_0'} = \frac{h}{h_i} e^{\mu(H_i - H)} \quad (17)$$

para zona de saída:

$$\frac{p^+}{\sigma_0'} = \frac{h}{h_o} e^{\mu H} \quad (18)$$

em que:

$$H = 2 \sqrt{\frac{R'}{h_f}} \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{R'}{h_f}} \theta \right) \quad (19)$$

e p^- e p^+ representam a pressão vertical de laminação ao longo do arco de contato na zona de entrada e zona de saída, respectivamente. As equações da colina de fricção de Bland e Ford podem ser representadas de forma gráfica, conforme ilustrado na Figura 51, no qual a região A representa a força necessária para deformação da chapa no estado plano de deformação, e a região B o esforço adicional devido ao atrito [69].

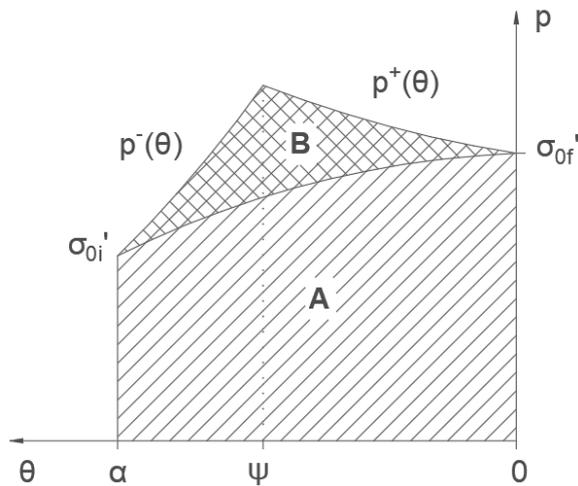


Figura 51 - Representação gráfica da colina de fricção [69].

A partir das equações (17) e (18) é possível analisar a influência do coeficiente de atrito, raio do cilindro R e redução na colina de fricção, e conseqüentemente, na posição do ponto neutro, como ilustrado na Figura 28, Figura 40 e Figura 41.

O uso de tensões avante e a ré é comum em processos de laminação de bobinas a frio. Em laminadores Sendzimir, o uso destas tensões permite o adequado bobinamento e desbobinamento da chapa, melhora a forma do material e reduz a força de laminação (força de separação dos cilindros, ou “*RSF - Rolling Separating Force*”) [13]. A redução da força de laminação reduz o desgaste dos cilindros de trabalho, e conseqüentemente, aumenta sua vida útil [14].

Em laminadores tandem, no qual a chapa é alimentada em várias cadeiras de laminação, a tensão aplicada à chapa entre os laminadores é um parâmetro importante para o controle da espessura e estabilidade do processo. Enquanto a pressão exercida pelo cilindro é compressiva, as tensões avante e a ré são trativas. Bland e Ford adaptaram as equações da colina de fricção com o uso de trações de forma que:

$$p^- = \sigma_{0i}' - \sigma_B \quad (20)$$

$$p^+ = \sigma_{0f}' - \sigma_F \quad (21)$$

em que σ_f e σ_b representam as tensões avante e a ré, e σ_{0i}' e σ_{0f}' representam a resistência a deformação no estado plano de deformação na entrada e saída, respectivamente.

Ao desenvolver as equações (17) e (18) e aplicar as condições de contorno obtém-se:

para zona de entrada:

$$\frac{p^-}{\sigma_{oi}'} = \left(1 - \frac{\sigma_b}{\sigma_{oi}'}\right) \frac{h}{h_i} e^{\mu(H_i - H)} \quad (22)$$

para zona de saída:

$$\frac{p^+}{\sigma_{of}'} = \left(1 - \frac{\sigma_f}{\sigma_{of}'}\right) \frac{h}{h_o} e^{\mu(H)} \quad (23)$$

A influência do uso de diferentes valores de trações avante e a ré na pressão de contato e posição do ângulo neutro é ilustrado na Figura 36 e Figura 37. O uso da tensão avante desloca o ponto neutro em direção ao plano de entrada, aumentando assim o deslizamento avante, e o uso da tensão a ré possui o efeito contrário, deslocando o ponto neutro em direção ao plano de saída reduzindo o deslizamento avante. Portanto, dependendo da magnitude das tensões avante e a ré utilizadas, o deslizamento avante pode aumentar ou diminuir.

A partir das equações (22) e (23), e utilizando as condições de contorno $h = h_n$, $H = H_n$ e $\theta = \psi$, é possível obter a equação do ângulo neutro por:

$$\psi = \sqrt{\frac{h_f}{R}} \tan\left(\sqrt{\frac{h_f}{R}} \frac{H_n}{2}\right) \quad (24)$$

em que:

$$H_n = \frac{H_i}{2} - \frac{1}{2\mu} \ln\left(\frac{y_2 h_1}{y_1 h_2}\right) \quad (25)$$

$$y_1 = 1 - \frac{\sigma_b}{\sigma_{oi}'} \quad (26)$$

$$y_2 = 1 - \frac{\sigma_f}{\sigma_{of}'} \quad (27)$$

A partir do ângulo neutro, o deslizamento avante S_f pode ser obtido pela equação (12).

2.4.1.4 Modelo de Orowan

Orowan [17] desenvolveu uma das soluções mais completas para representar a colina de fricção, no qual ele considerou fatores como a não homogeneidade (“*inhomogeneity*”) ilustrada na Figura 49, e a condição mais realística de fricção na interface chapa e cilindro, no qual a tensão na interface pode variar do regime de deslizamento (governado pela Lei de Coulomb) ao agarramento (restringida ao limite de escoamento do material laminado).

Além disso, ele reconheceu a variação do limite de escoamento do material ao longo do arco de contato devido ao encruamento, temperatura e variação da taxa de encruamento. A partir do equilíbrio das forças horizontais sobre o arco de contato, Orowan desenvolveu a equação diferencial:

$$\frac{df}{d\theta} = D \left(\frac{f}{h} + k \right) \cos \theta \tan (\theta \pm \varphi) \quad (28)$$

Que pode ser reescrita na forma:

$$-\frac{df}{d\theta} + A(\theta) f(\theta) + B(\theta) = 0 \quad (29)$$

em que:

$$A(\theta) = \frac{D}{h} \cos \theta \tan (\theta \pm \varphi) \quad (30)$$

$$B(\theta) = D k \cos \theta \tan (\theta \pm \varphi) \quad (31)$$

no qual D corresponde ao diâmetro do cilindro, k o limite de escoamento, e φ o ângulo de atrito ($\mu = \tan \varphi$). O sinal + na posição superior das equações (28), (30) e (31) representam a zona de saída, e o sinal - na posição inferior a zona de entrada.

A solução da equação diferencial de Orowan é dada por:

$$f(\theta) = z(\theta) \left[\int_{\theta_1}^{\psi} \frac{B(\theta)}{z(\theta)} d\theta + f_1 \right] \quad (32)$$

$$z(\theta) = \exp \left(\int_{\theta_1}^{\psi} A(\theta) d\theta \right) \quad (33)$$

em que f_1 representa a tensão avante na condição de contorno $\theta = 0$, e a tensão a ré na condição de contorno $\theta = \alpha$. Devido a sua complexidade, a Equação (33) requer o uso de técnicas computacionais para resolução.

2.4.1.5 Modelo de Alexander

Usando o mesmo princípio utilizado por Orowan, Alexander [19] desenvolveu uma solução a partir das equações básicas desenvolvidas por Von Kármán e adaptada por outros autores. Ele considerou a condição de transição entre a laminação a frio e a quente na qual ocorre a alteração

da tensão de fricção de $\tau = \mu S$ (deslizamento) para $\tau = k$ (adesão). A Figura 52 apresenta a geometria detalhada do arco de contato e as variáveis do processo de laminação.

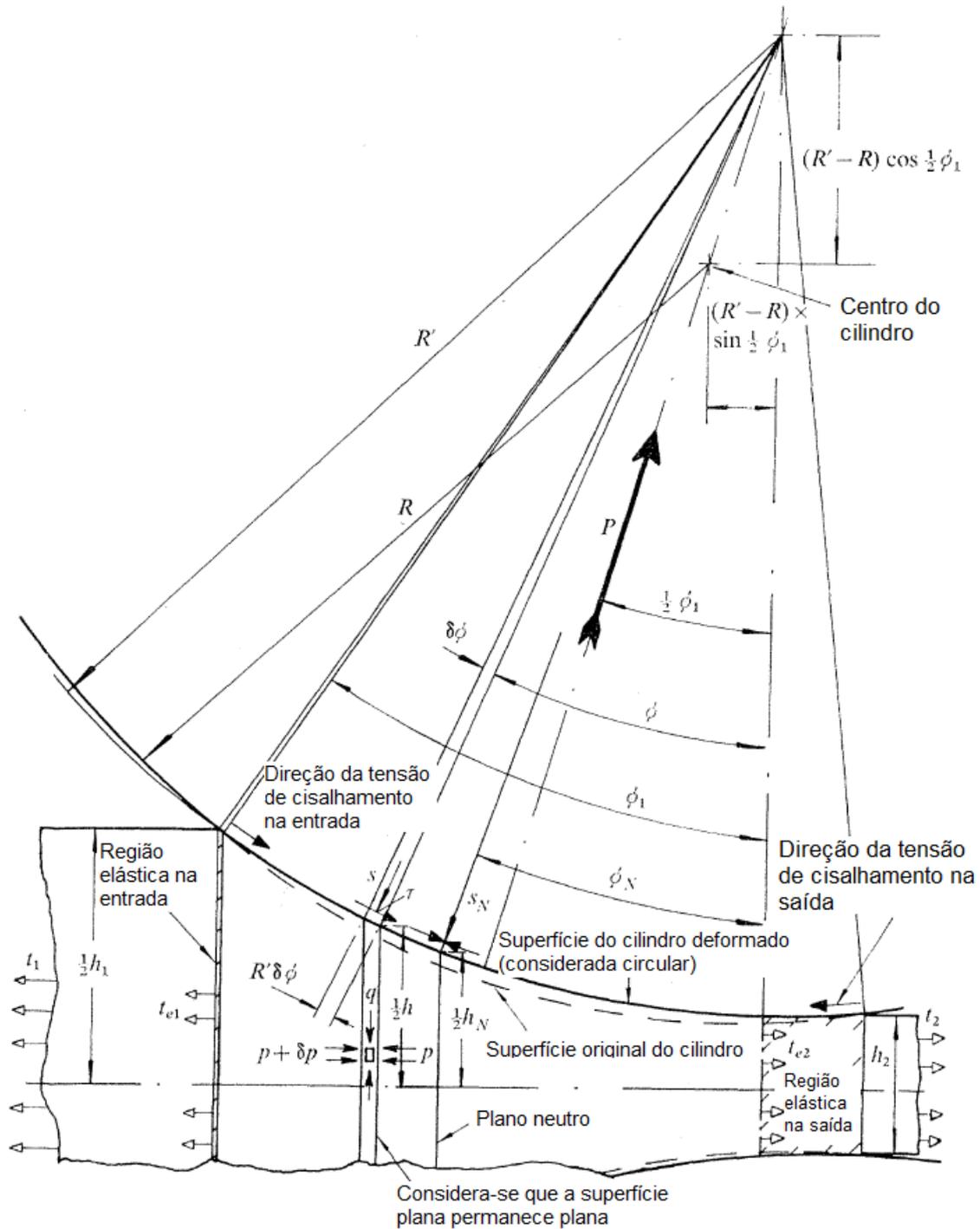


Figura 52 - Geometria detalhada do arco de contato e variáveis da laminação [19].

A partir da equação adaptada de Von Kármán:

$$d[h(s - 2k \mp \tau \tan \theta)]/d\theta = 2R'(s \sin \theta \pm \tau \cos \theta) \quad (34)$$

Alexander desenvolveu a equação diferencial que descreve a pressão ao longo do arco de contato:

Para $\tau = \mu S$ (condição de deslizamento):

$$\frac{ds}{d\theta} = g_{1(\theta)} s + g_{2(\theta)} \quad (35)$$

em que:

$$g_{1(\theta)} = \pm \mu \sec \theta \left(\frac{2R'}{h} + \sec \theta \right) / (1 \mp \mu \tan \theta) \quad (36)$$

$$g_{2(\theta)} = \left(\frac{2R'}{h} 2k \sin \theta + \frac{d(2k)}{d\theta} \right) / (1 \mp \mu \tan \theta) \quad (37)$$

Para $\tau = k$ (condição de adesão):

$$\frac{ds}{d\theta} = g_{3(\theta)} \quad (38)$$

em que:

$$g_{3(\theta)} = 2k \left\{ \frac{2R'}{h} \sin \theta \left(1 \pm \frac{1}{2} \tan \theta \right) \pm \left(\frac{R'}{h} \cos \theta + \frac{1}{2} \sec^2 \theta \right) \right\} + \left(1 \pm \frac{1}{2} \tan \theta \right) \frac{d(2k)}{d\theta} \quad (39)$$

no qual o sinal na posição superior das equações (36), (37) e (39) representam a região de saída, e o sinal na posição inferior a região de entrada. As condições de contorno são dadas por:

Entrada: $\theta = \alpha$, $2k = \sigma_{0i}'$

$$s_i = \sigma_{0i}' - \sigma_b - \tau \tan \alpha \quad (40)$$

Saída: $\theta = 0$, $2k = \sigma_{0f}'$

$$s_f = \sigma_{0f}' - \sigma_f \quad (41)$$

Devido à equação estar na forma diferencial de primeira ordem, para o cálculo da tensão s ao longo do arco de contato foi utilizado o uso do método numérico de Runge-Kutta de 4ª ordem. Para condição de laminação a quente, a resolução de uma solução analítica foi possível e é apresentada em seu trabalho.

Para efeito de plenitude, Alexander utiliza as equações desenvolvidas por Ford et al. (apud. [19]) para contemplar as tensões elásticas na zona de entrada e saída, embora estudos indiquem que estas tensões são desprezíveis (Lianis e Ford apud [19]).

2.4.2 Métodos numéricos

A força de laminação e o deslizamento avante dependem de diferentes parâmetros, em especial o coeficiente de atrito e as propriedades mecânicas da chapa. Embora esses parâmetros variem durante a laminação, a maior parte dos sistemas de controle os consideram constantes. Poursina et al. [8] utilizaram um método numérico para o cálculo do deslizamento avante em um laminador tandem, utilizando um algoritmo para calcular os valores do coeficiente de atrito e os parâmetros referentes a propriedade mecânica da chapa em tempo real (constantes constitutivas da equação de Ludwik).

Poursina et al. [8] utilizaram a equação (42) para cálculo do deslizamento avante em função das trações avante e a ré:

$$f_s = \tan^2 \left\{ \frac{1}{4} \sqrt{\frac{h_f}{R'}} \left[1 - \frac{1}{\mu} \ln \left(\left(\frac{h_i}{h_f} \right) \left(1 - \frac{\sigma_f}{\sigma_{0f'}} \right) / \left(1 - \frac{\sigma_b}{\sigma_{0i'}} \right) \right) \right] \right\} \quad (42)$$

em que h_f representa a espessura de saída da tira, R' o raio do cilindro deformado, h_i a espessura de entrada da tira, μ o coeficiente de atrito, σ_f a tração avante, σ_b a tração a ré, σ_{0f}' e σ_{0i}' são as resistências à deformação do material na saída e entrada, respectivamente.

A resistência a deformação do material é obtida pelas equações da tensão de escoamento para o estado plano de deformação, sendo a tensão de escoamento determinada pela equação constitutiva de Ludwik e pela equação da deformação efetiva.

O algoritmo utilizou os valores de medição instantânea da força, tração avante, tração a ré, e espessura para realimentar as equações de cálculo do deslizamento avante e força de laminação, e corrigir os valores inicialmente adotados de coeficiente de atrito e das constantes da equação de Ludwik para cada cadeira de laminação.

As constantes da equação de Ludwik (K e n) foram estimadas pela curva tensão-deformação obtida em ensaio de tração de uma amostra de bobina antes de iniciar a laminação. A Figura 53 ilustra a convergência ágil da curva tensão-deformação durante a laminação com apenas quatro

iterações, o que permitiu que o algoritmo fosse implementado no sistema de controle do laminador (PLC).

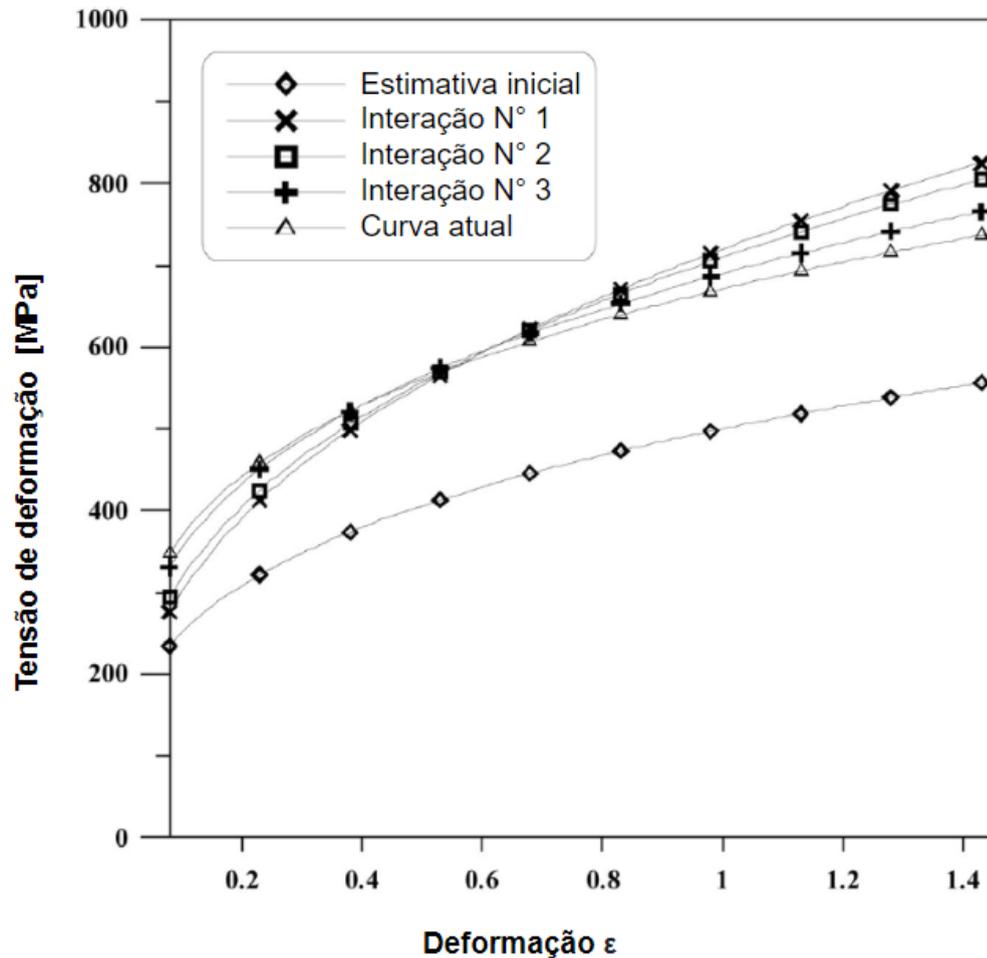


Figura 53 - Atualização da curva de fluxo durante a laminação [8].

A Figura 54 apresenta o algoritmo empregado por Poursina et al. [8] para cálculo do deslizamento avante. Este método foi importante para o processo de laminação devido à ausência de sensores de velocidade entre os laminadores na cadeira tandem, permitindo uma maior acurácia do sistema de controle, e reduzindo a quantidade de rupturas da chapa durante o processo de laminação [8].

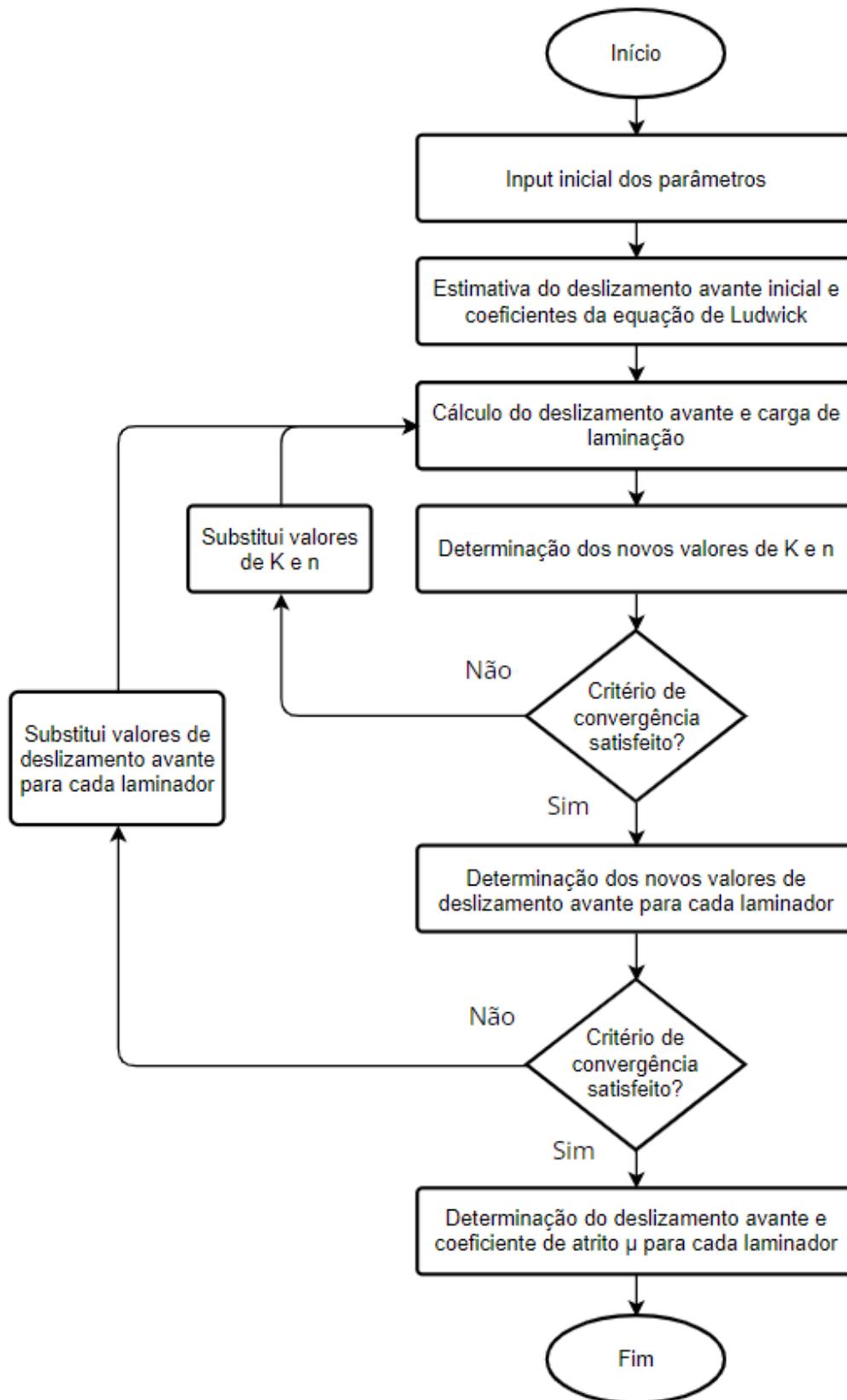


Figura 54 - Fluxograma do algoritmo utilizado por Poursina et al. [8] para cálculo do deslizamento avante.

Ao invés de usar um valor fixo obtido pela equação (63), o modelo proposto utiliza a equação (14) para o cálculo e atualização do coeficiente de atrito durante a laminação, uma vez que o torque é fortemente sensível a variação do coeficiente de atrito. O valor de μ calculado ainda é ajustado utilizando um fator de correção ponderado das sete cadeiras de laminação.

Moon et. al. [9] ainda citam que na laminação a quente é possível ocorrer a variação da largura do material em função das condições de cada cadeira de laminação, e que por isso, é necessário utilizar um fator de correção Φ adicionado a equação (10) para previsão do deslizamento avante.

A Figura 55 apresenta o fluxograma do algoritmo usado para cálculo do deslizamento avante.

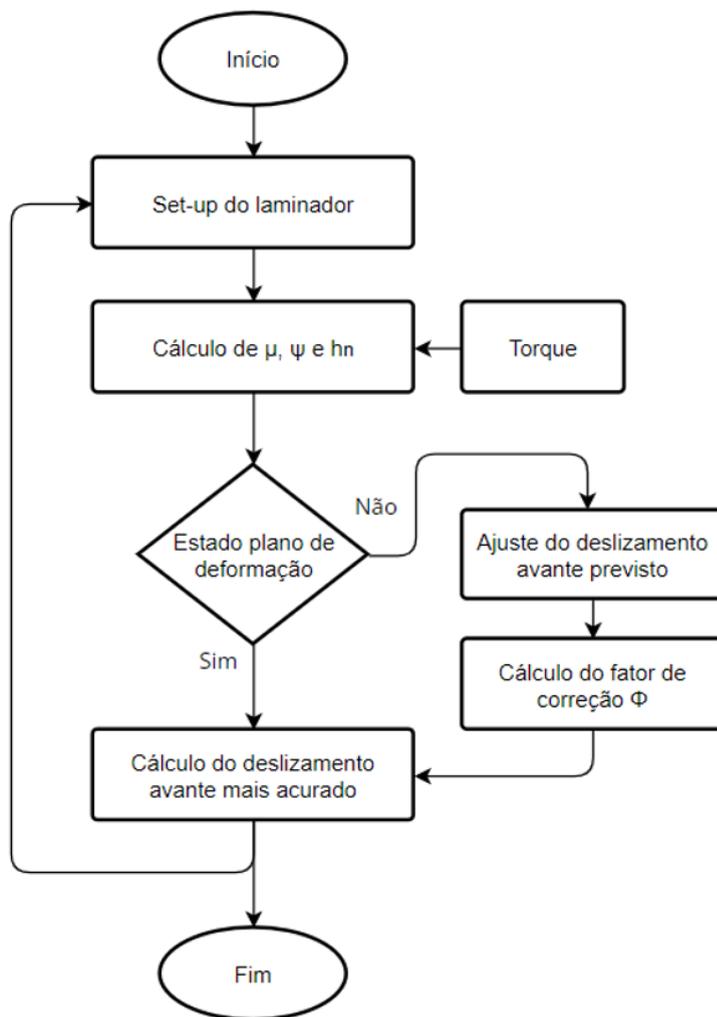
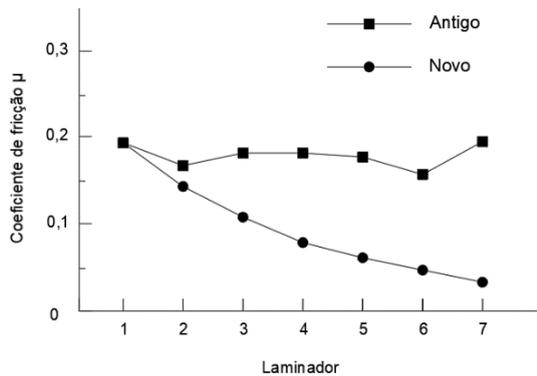


Figura 55 - Fluxograma do algoritmo utilizado por Moon et. al. [9] para cálculo do deslizamento avante.

A Figura 56 compara os resultados obtidos com o novo modelo e o modelo antigo de cálculo de deslizamento avante, sendo que o modelo antigo é função apenas da redução e espessura final da chapa, e utiliza o coeficiente de atrito fixo calculado pela equação (63).

a) Coeficiente de atrito



b) Deslizamento avante

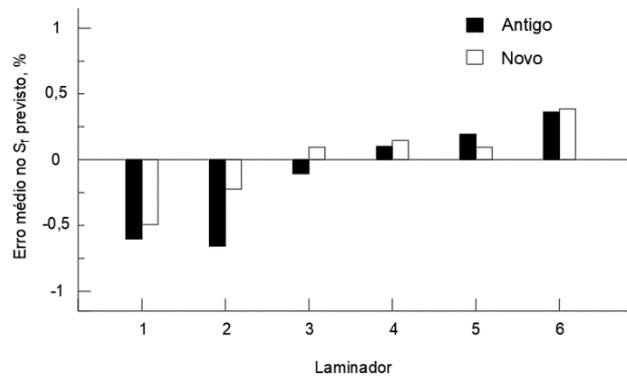


Figura 56 - Comparação entre o método proposto (novo) e o método antigo para: a) coeficiente de atrito e b) deslizamento avante previsto.

2.5 Método dos elementos finitos

Mancini et al. [10] utilizaram o programa MSC/Marc para simulação do processo de laminação pelo MEF (Método de Elementos Finitos). Algumas condições de contorno empregadas foram:

- A superfície do cilindro de trabalho é rígida (a deformação do cilindro gerou uma alteração desprezível no comprimento do arco de contato da ordem de 3%);
- A deformação ocorre no estado plano de deformação;
- A pressão no filme de óleo é constante, e a espessura do filme na interface é pequena (regime limite);
- O lubrificante é incompressível e possui um comportamento newtoniano (a viscosidade independe da tensão de cisalhamento);
- O fluido é isotérmico (a variação da temperatura não é suficiente para alterar a viscosidade).

A simulação permitiu obter os valores de velocidade, pressão de contato e tensão equivalente no arco de contato, utilizados para o cálculo do deslizamento avante e espessura do filme de óleo na interface chapa-cilindro. Os parâmetros do ensaio são apresentados na Tabela 2, e na Figura 57 é mostrado o resultado de tensão normal ao longo do arco de contato para as duas condições ensaiadas. Observa-se na Figura 57 que a curva não possui o formato da colina de fricção, e o ponto de máxima pressão é suave (próximo a um patamar de 800 MPa), diferente dos resultados geralmente obtidos por modelos analíticos.

Tabela 2 - Plano de passe de laminação [10].

| Plano de passe | Largura [mm] | Espes. inicial [mm] | Diâmetro do cilindro [mm] | Velocidade do cilindro [m/s] | Redução [%] | Tensão a ré [MPa] | Tensão avante [MPa] | Deslizam. avante [%] |
|----------------|--------------|---------------------|---------------------------|------------------------------|-------------|-------------------|---------------------|----------------------|
| Experimento 1 | 1270 | 3 | 85 | 3.6 | 26.40 | 66.4 | 214.0 | 4.3 |
| Experimento 2 | | | | | 24.40 | 39.4 | 208.3 | 5.2 |

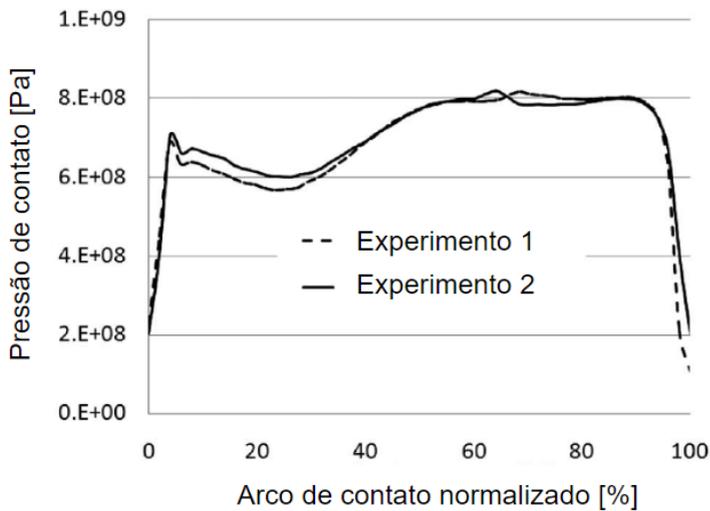


Figura 57 - Pressão de contato ao longo do arco de contato [10].

Quichao et al. [20] utilizaram o MEF para investigar a condição de contato e o desgaste do cilindro de trabalho na laminação a frio. Foi utilizado o programa Abaqus, e a validação do modelo foi realizada com dados experimentais e métodos analíticos. O modelo de deformação plástica de von Misses foi utilizado com as seguintes condições:

- O modelo de fricção de Couloumb foi usado para a representar a condição de contato entre a tira e o cilindro;
- A análise é não linear implícita, bidimensional considerando o estado plano de deformação e simetria no plano médio da espessura da chapa;
- A simulação foi realizada somente na condição de regime permanente (velocidade constante);
- A malha foi significativamente refinada na região do arco de contato, conforme mostrado na Figura 58.

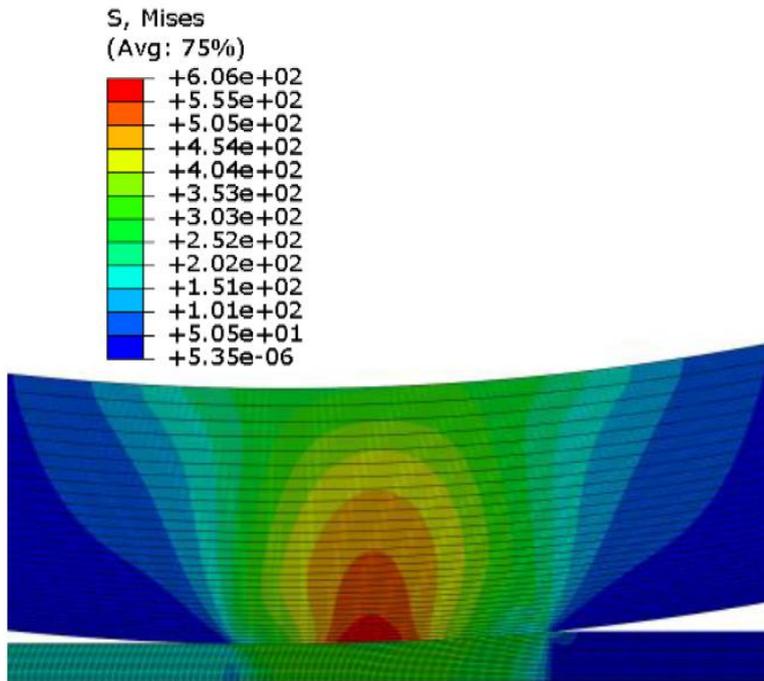


Figura 58 - Tensões de Von Mises da simulação do processo de laminação [20].

Observa-se na Figura 59 (a) que o modelo FEM apresentou uma boa aproximação aos dados experimentais. Na Figura 59 (b), percebe a divergência entre o método analítico (“*slab method*”) e o método de elementos finitos, embora o erro na posição do ponto neutro é baixo (da ordem de 2%).

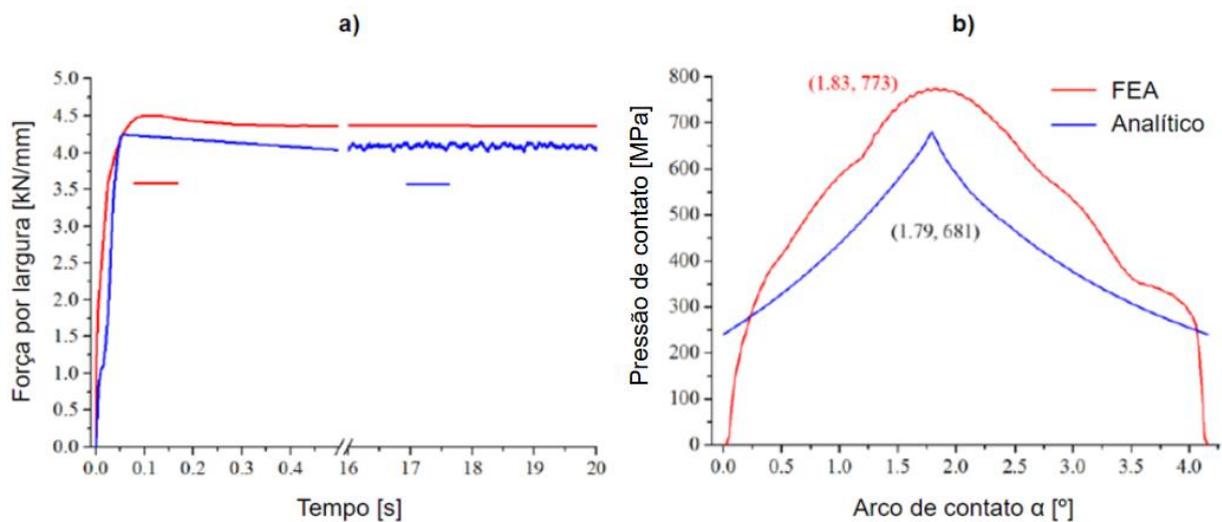


Figura 59 - Validação do modelo FEA e comparação do modelo analítico e de simulação [20].

Quichao et. al. [20] constataram que, ao invés de um ponto de contato, ao longo do arco de contato existe uma região de aderência (“*stick*”). Em seu trabalho, a influência dos seguintes parâmetros foi investigada: redução de espessura, raio do cilindro, coeficiente de atrito, material

da chapa e material do cilindro. A Figura 60 ilustra a influência da redução de espessura na posição do ponto neutro e nas dimensões percentuais das zonas de escorregamento na entrada, zona de aderência e de escorregamento na saída.

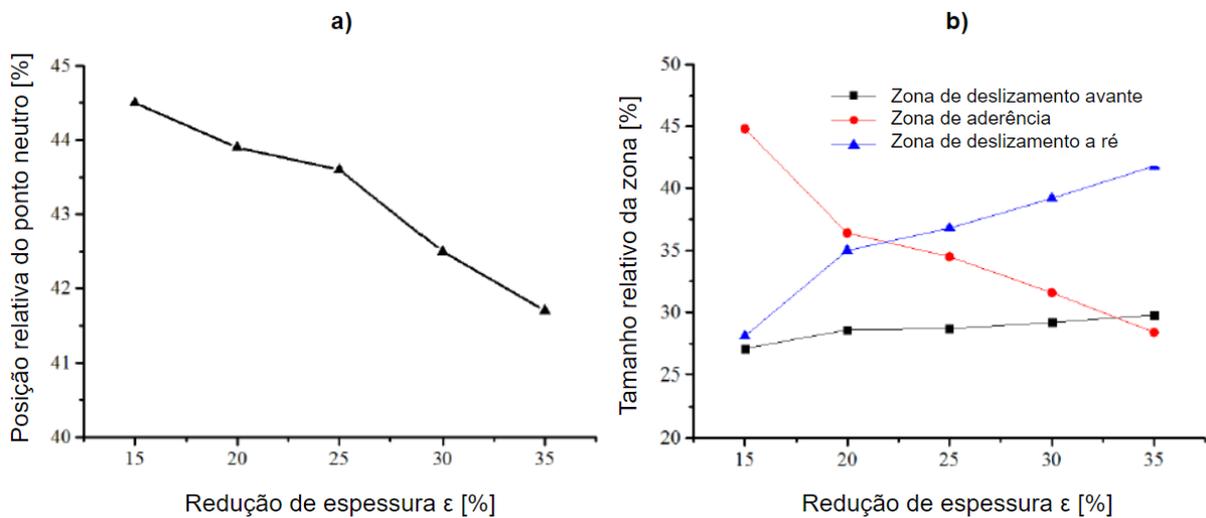


Figura 60 - Localização do ponto neutro em função: (a) da redução e (b) percentual das zonas de deslizamento e aderência [20].

O autor concluiu que a condição de laminação ideal para mitigar o desgaste do cilindro de trabalho é aquela de menor redução, menor diâmetro de cilindro e maior coeficiente de atrito, sendo este último devido ao aumento do coeficiente de atrito aumentar a zona de adesão e reduzir as zonas de escorregamento.

Dois métodos são geralmente utilizados nas simulações por elementos finitos: o método implícito e o explícito. O método implícito satisfaz condições de equilíbrio estático de força e deslocamento, o que torna este método mais preciso, porém demanda maior custo computacional e possui maior complexidade para realizar simulações de problemas não lineares [88]. O modelo explícito, por sua vez, não está sujeito a esse requisito, uma vez que este utiliza o resultado da simulação anterior para a próxima incrementação sem satisfazer as condições de equilíbrio estático. Isso torna este modelo mais atraente para solucionar problemas mais complexos e de forma mais rápida, contudo requer maior experiência e habilidade do usuário para evitar erros indesejados nos resultados da simulação [89].

2.6 Medidas experimentais

Lenard [80] realizou um estudo do deslizamento avante e coeficiente de atrito na laminação a frio de tiras de alumínio. As medições de deslizamento avante foram feitas pelo método da impressão descrito no item 2.3.8. Para isso, ele comparou diversos modelos matemáticos as medições reais de deslizamento avante e coeficiente de atrito.

A medição do coeficiente de atrito foi feita de forma indireta, por meio da técnica de transdutores embutidos no cilindro de trabalho, conforme ilustrado na Figura 61. O princípio de funcionamento desta técnica consiste em obter medições da tensão nas direções radial e oblíqua ao longo do comprimento do arco de contato, e a partir da relação entre estas tensões calcular o coeficiente de atrito em função do ângulo de posição ($\mu = f(\theta)$).

Para isso, dois pinos e transdutores são inseridos em um dos cilindros de trabalho, alinhados ao longo do eixo do cilindro e paralelos entre si. As condições de montagem dos pinos devem ter o mínimo de atrito para não influenciar as medições de tensão. Ao cilindro é adaptado um comutador, para permitir a aquisição dos dados durante o movimento do cilindro. Além disso, é possível adaptar um circuito eletrônico (ponte de “*Wheatstone*”) para compensar variações devido a temperatura e flexão impostas ao pino [7].

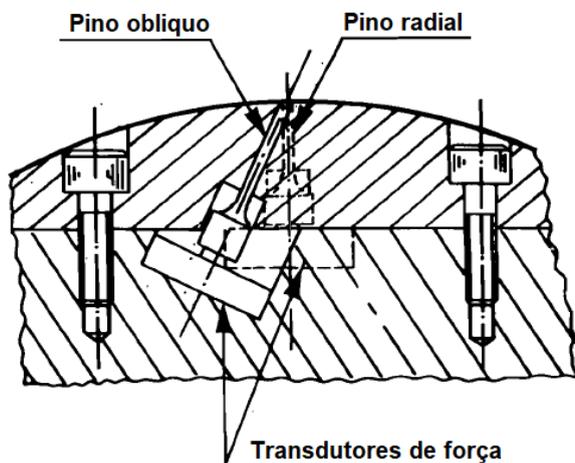


Figura 61 - Ilustração do sistema de medição pino-transdutor embutido [80].

Dentre os modelos analisados, os modelos de Sims, Ekelund e Ford calculam o coeficiente de atrito em função do deslizamento avante e dos parâmetros geométricos. Os modelos de Inhaber e Roberts incorporam, além destes parâmetros, os valores de força e torque. A Figura 62 apresenta os resultados obtidos por Lenard [80], comparando os diferentes métodos utilizados para cálculo do coeficiente de atrito em função do deslizamento avante, e os valores obtidos

pela medição. Observa-se que os valores obtidos pelas medições não convergiram com um único modelo.

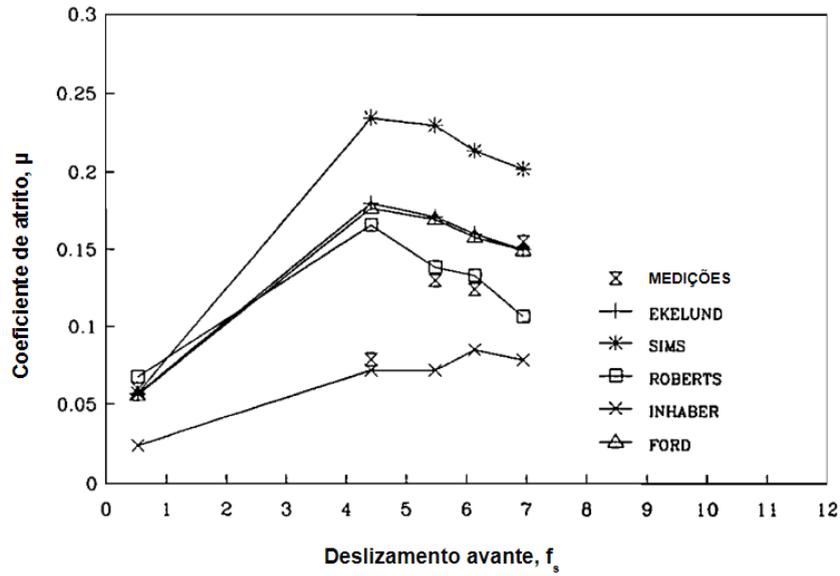


Figura 62 - Coeficiente de atrito em função do deslizamento avante - comparação entre diferentes métodos.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

O presente trabalho foi dividido nas seguintes etapas:

- Fase I: Caracterização das curvas de fluxo dos aços AISI 430 padrão e estabilizado ao nióbio, denominados aços Aperam 430A e 430F, respectivamente.
- Fase II: Caracterização da microestrutura e superfície das amostras laminadas na Fase I.
- Fase III: Estudo de diferentes modelos de colina de fricção, a fim de identificar um modelo adequado para o cálculo do deslizamento avante no processo de laminação a frio de bobinas de aço AISI 430 em laminadores do tipo Sendzimir.
- Fase IV: Estudo estatístico do coeficiente de atrito típico no processo de laminação a frio a partir do modelo de Bland & Ford para bobinas de diferentes espessuras do aço AISI 430 produzidas no laminador Sendzimir N° 4 da ASA.

3.1 Fase I: Caracterização das curvas de fluxo dos aços 430A e 430F

Os experimentos foram realizados em bobinas laminadas a quente, recozidas e decapadas, produzidas conforme normas técnicas e procedimentos operacionais da ASA [27] [28] [29]. Dois aços AISI 430 distintos foram selecionados para a realização dos experimentos, identificados como aço 430A (padrão) e o aço 430F (estabilizado ao Nb com qualidade para estampagem profunda).

As bobinas de AISI 430 foram laminadas a quente a partir de uma placa de espessura inicial de ~200mm até espessuras finais de bobina laminada a quente entre 3mm e 4mm, e em seguida foram recozidas e decapadas para proporcionar a microestrutura e superfície requeridas para a etapa de laminação a frio. A composição química e as propriedades mecânicas dos materiais utilizados na realização dos ensaios são apresentadas na Tabela 3 e na Tabela 4.

A composição química foi obtida por meio dos seguintes equipamentos: espectômetro de emissão óptica Thermo ARLTM 4460, espectômetro de fluorescência de Raio X ARLTM 9900, analisador de carbono e enxofre LECO CS-444LS e analisador de oxigênio e nitrogênio LECO TC-436DR. As propriedades mecânicas foram obtidas por ensaios de tração realizados no equipamento INSTRON, modelo 5985 mostrado na Figura 67. As informações de módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson foram obtidos de valores típicos reportados na literatura [51] [52] [90].

Tabela 3 - Valores de composição química.

| AISI | EN | UNS | Aperam | C | Si | Mn | Cr | Nb | N |
|------|--------|--------|--------|------|------|------|-------|------|------|
| 430 | 1.4016 | S43000 | 430A | 0,05 | 0,28 | 0,21 | 16,21 | 0,01 | 0,04 |
| 430 | 1.4016 | S43000 | 430F | 0,02 | 0,30 | 0,22 | 16,18 | 0,30 | 0,02 |

Tabela 4 - Valores de propriedades mecânicas.

| AISI | EN | UNS | Aperam | LE0.2 ⁽¹⁾ [MPa] | LR ⁽²⁾ [MPa] | A ⁽³⁾ [%] | E ⁽⁴⁾ [GPa] | V ⁽⁵⁾ |
|------|--------|--------|--------|-------------------------------|----------------------------|-------------------------|---------------------------|------------------|
| 430 | 1.4016 | S43000 | 430A | 371 | 530 | 26 | 200 | 0,28 |
| 430 | 1.4016 | S43000 | 430F | 334 | 479 | 31 | 200 | 0,28 |

⁽¹⁾ Limite de escoamento para 0,2% de deformação plástica - ⁽²⁾ Limite de resistência - ⁽³⁾ Alongamento total - ⁽⁴⁾ Modulo de Young - ⁽⁵⁾ Coeficiente de Poisson.

Os valores apresentados na Tabela 4 são valores típicos para o material laminado a frio, recozido, decapado e processado via Skin-Pass (laminador de encruamento com cilindro brilhante). Os ensaios foram realizados conforme norma ISO 6892-1:2019 [91], a temperatura de ensaio de 20°C. Contudo, para as simulações, é necessário conhecer as propriedades de tensão-deformação (curvas de fluxo) destes aços antes de serem processados pela laminação a frio, ou seja, na condição de bobina laminada a quente, recozida e decapada.

Para isso, as curvas de fluxo destes aços foram obtidas para deformações equivalentes até $\varepsilon \approx 2$ por dois métodos distintos: a) ensaio no estado de compressão plana e b) ensaio de tração. Os ensaios no estado de compressão plana, também conhecido por ensaio Ford [92], foram realizados utilizando uma máquina de tração universal modelo Instron 5582 e dispositivos disponíveis no laboratório de ensaios mecânicos do Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da Universidade Federal de Minas Gerais (DEMET - UFMG), conforme mostrado na Figura 63.

Os dispositivos requeridos para a realização do ensaio Ford consistem de dois punções conforme ilustrado na Figura 64 (a), e uma amostra a ser ensaiada como demonstrado na Figura 64 (b), aqui denominada corpo de prova. Para cada aço (430A e 430F) foram utilizados 6 corpos de prova de chapas nas dimensões aproximadas de 3mm x 20mm x 100mm, provenientes de bobinas laminadas a quente, recozidas e decapadas. As unidades metálicas utilizadas para a coleta dos corpos de prova do aço 430A foram: 303274E3000B, 360580E3000B e 303264F1000B; e do corpo de prova do aço 430F: 360515A2000B, 360514D9000B e

361139I4000B. Na Figura 64 (b) é ilustrado a forma e dimensões do corpo de prova após o ensaio.

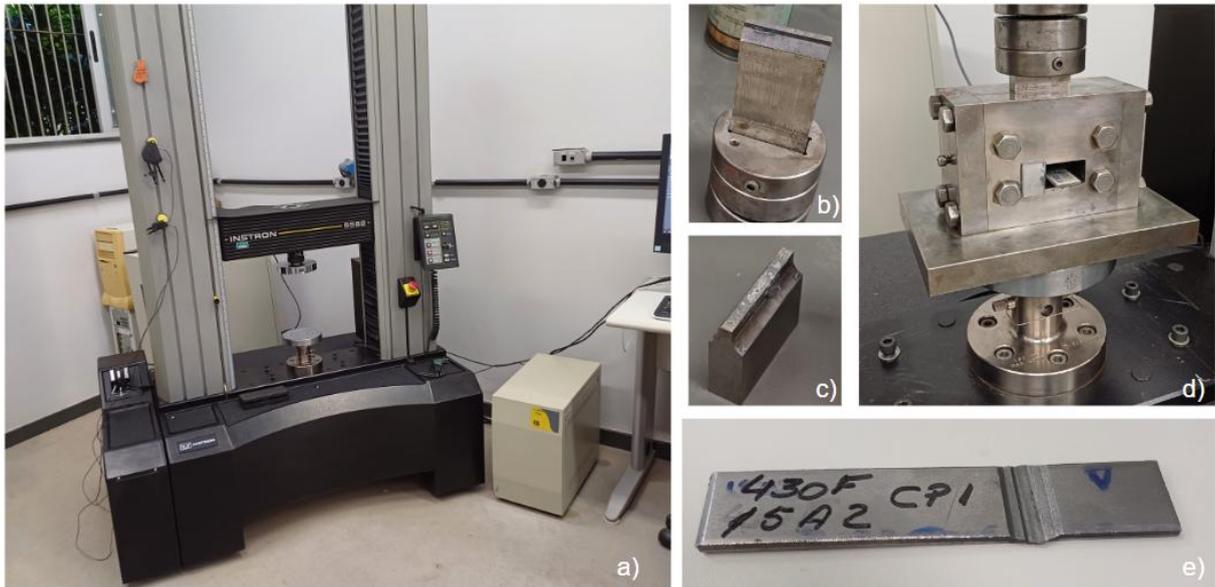


Figura 63 - a) Máquina de ensaio de tração Instron modelo 5582; b) Punção superior; c) Punção inferior; d) Matriz; e) corpo de prova do aço AISI 430 após a realização do ensaio.

Para que a deformação seja homogênea, a relação entre o comprimento do punção L e a espessura do corpo de prova h mostrados na Figura 64 deve estar entre 2 e 4 [61].

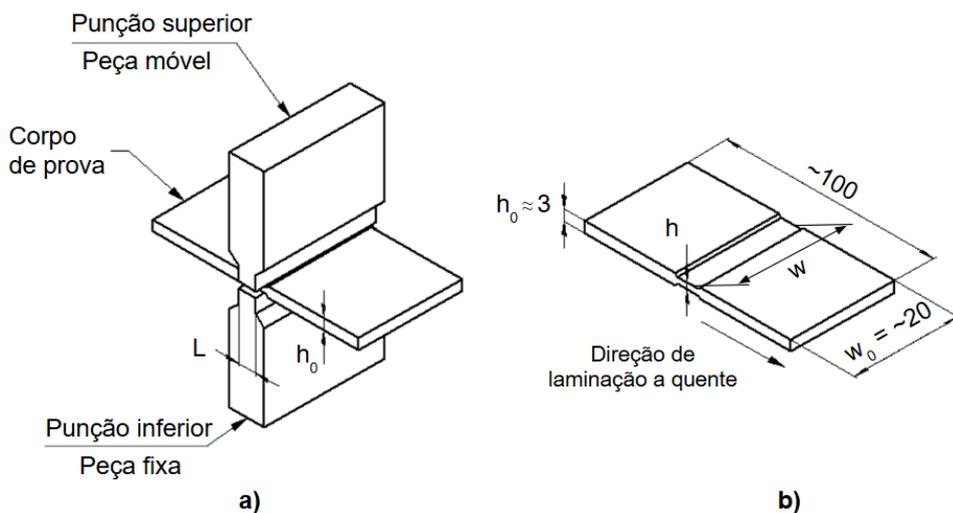


Figura 64 - Ilustração do: a) dispositivo utilizado para o ensaio de compressão plana (ensaio Ford) e b) corpo de prova deformado. Dimensões em mm.

Para manter a relação L/h adequada e promover boa lubrificação na interface punção/amostra, o ensaio foi realizado em 16 etapas com a aplicação de cargas progressivas como mostrado na Tabela 5, utilizando duas configurações de punções: uma com L = 5mm e outra com L = 2mm.

Tabela 5 - Etapas para a realização do ensaio Ford.

| Etapa | Comprimento do punção L (mm) | Força (kN) | Relação w/L | Relação L/h |
|-------|------------------------------|------------|-------------|-------------|
| 1 | 5 | 54 | 4 | 1,8 |
| 2 | 5 | 59 | 4 | 1,9 |
| 3 | 5 | 64 | 4 | 2,0 |
| 4 | 5 | 69 | 4 | 2,2 |
| 5 | 5 | 74 | 4 | 2,5 |
| 6 | 5 | 79 | 4 | 3,1 |
| 7 | 5 | 84 | 4 | 3,6 |
| 8 | 5 | 89 | 4 | 4,0 |
| 9 | 2 | 37 | 10 | 2,4 |
| 10 | 2 | 38 | 10 | 3,0 |
| 11 | 2 | 39 | 10 | 3,3 |
| 12 | 2 | 40 | 10 | 4,0 |
| 13 | 2 | 41 | 10 | 5,1 |
| 14 | 2 | 43 | 10 | 5,9 |
| 15 | 2 | 45 | 10 | 7,2 |
| 16 | 2 | 47 | 10 | 8,2 |

Após cada etapa de compressão, foram realizadas a limpeza dos punções e corpo de prova, medição da largura e espessura da região deformada do corpo de prova, e relubrificação para realização da próxima etapa. A lubrificação foi feita com pasta a base de bissulfeto de molibdênio. A realização do ensaio desta forma permitiu evitar que as medições tivessem qualquer influência da deformação elástica do equipamento e aparatos.

Para garantir a condição de estado plano de deformação (espalhamento lateral desprezível), a largura da amostra w deveria ser entre 6 a 10 vezes maior que o comprimento do punção L [61]. Como a relação entre a largura da chapa w e o comprimento do punção L foi inferior a 6 em algumas etapas do ensaio como mostrado na Tabela 5, a condição de estado plano de deformação não foi perfeitamente satisfeita, e esperava-se um pequeno espalhamento do material na direção da largura. Por isso, após cada etapa de compressão mostrada na Tabela 5, além das medições da deformação $d\varepsilon_3$ (redução de espessura), também foram feitas medições do aumento da largura $d\varepsilon_2$ na região deformada. A partir dos resultados do ensaio, para obtenção da curva de fluxo, foram utilizadas as equações de Levy-Mises [14]:

$$d\varepsilon_1 = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \left[\sigma_1 - \frac{1}{2}(\sigma_2 + \sigma_3) \right] \quad (43)$$

$$d\varepsilon_2 = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \left[\sigma_2 - \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3) \right] \quad (44)$$

$$d\varepsilon_3 = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \left[\sigma_3 - \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2) \right] \quad (45)$$

em que: $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ e $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ correspondem às tensões e deformações plásticas principais, e $\bar{\sigma}$ e $\bar{\varepsilon}$ correspondem a tensão e deformação efetiva, respectivamente. Ao considerar o efeito do atrito entre o punção e a chapa desprezível, tem-se a condição de contorno $\sigma_1 = 0$, e as equações (43), (44) e (45) podem ser desenvolvidas para se obter a equação da tensão efetiva por:

$$\bar{\sigma} = \frac{1,5 \sigma_3 d\bar{\varepsilon} / d\varepsilon_2}{1 + 2 d\varepsilon_3 / d\varepsilon_2} \quad (46)$$

em que a deformação $\varepsilon_2, \varepsilon_3$ e $\bar{\varepsilon}$ são dadas pelas equações:

$$d\varepsilon_3 = \ln \left(\frac{h}{h_0} \right) \quad (47)$$

$$d\varepsilon_2 = \ln \left(\frac{w}{w_0} \right) \quad (48)$$

$$d\bar{\varepsilon} = \frac{\sqrt{2}}{3} [(d\varepsilon_1 - d\varepsilon_2)^2 + (d\varepsilon_2 - d\varepsilon_3)^2 + (d\varepsilon_3 - d\varepsilon_1)^2]^{1/2} \quad (49)$$

Para a realização do ensaio de tração, para cada aço (430A e 430F), dez amostras de aproximadamente 3mm x 50mm x 300mm foram laminadas em diferentes reduções progressivas como mostrado na Tabela 6 e ilustrado de forma esquemática na Figura 65. Como a relação inicial w_0/h_0 na laminação foi de ~16, e a relação entre w_0/L_0 (arco de contato do primeiro passe) de ~7, obteve-se a condição de estado plano de deformação em que $d\varepsilon_2 = 0$. As amostras utilizadas para este ensaio foram coletadas do mesmo lote de material utilizado nos ensaios Ford.

Tabela 6 - Plano de redução das amostras laminadas.

| Amostra | 430A | | 430F | |
|---------|--------|-----------------|--------|-----------------|
| | h (mm) | ε_3 | h (mm) | ε_3 |
| 1 | 2.663 | 0.11 | 2.691 | 0.10 |
| 2 | 2.391 | 0.21 | 2.425 | 0.20 |
| 3 | 2.130 | 0.33 | 2.130 | 0.33 |
| 4 | 1.912 | 0.44 | 2.004 | 0.39 |
| 5 | 1.734 | 0.54 | 1.709 | 0.55 |
| 6 | 1.352 | 0.78 | 1.366 | 0.77 |
| 7 | 1.103 | 0.99 | 1.063 | 1.02 |
| 8 | 0.884 | 1.21 | 0.921 | 1.17 |
| 9 | 0.595 | 1.60 | 0.582 | 1.63 |
| 10 | 0.424 | 1.94 | 0.402 | 2.00 |

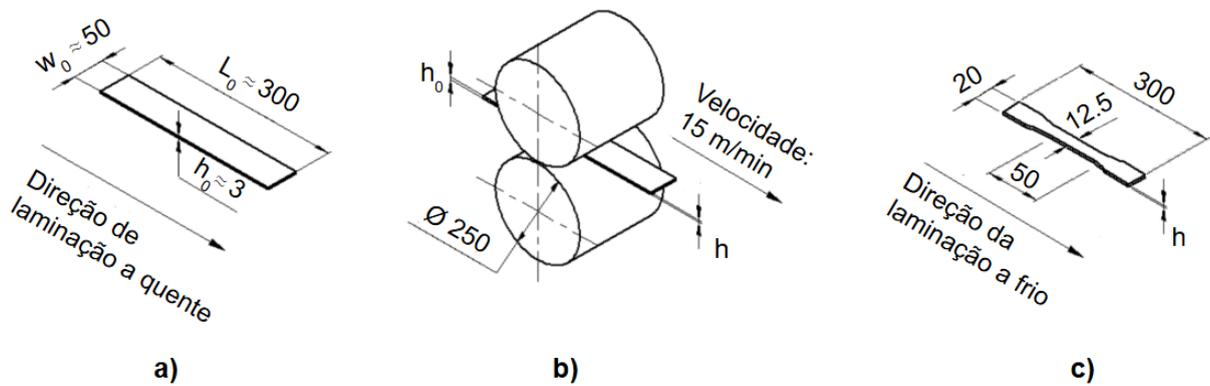


Figura 65 - Ilustração de: a) dimensões iniciais das amostras, b) procedimento de laminação a frio e c) corpo de prova para ensaio de tração. Dimensões em mm.

A laminação foi realizada no laminador piloto quádruplo, modelo Fenn 4-085, disponível no centro de pesquisas da ASA e mostrado na Figura 66. A lubrificação das amostras foi realizada antes de cada passe de laminação, aplicando-se um lubrificante semissintético em ambas as faces da amostra. O lubrificante utilizado foi um óleo semissintético com viscosidade de $\sim 8,5$ cSt a 40°C . O cilindro de laminação utilizado possuía diâmetro ~ 250 mm e rugosidade média de $R_a \approx 0,2 \mu\text{m}$.

Para cada passe de laminação, duas amostras foram coletadas e preparadas para a realização do ensaio de tração conforme norma ISO 6892-1:2019 [93]. Os ensaios de tração foram realizados na máquina de ensaio universal Instron modelo 5985 do laboratório de metalurgia da ASA mostrada na Figura 67.



Figura 66 - Laminador piloto quádruo, modelo Fenn 4-085, do centro de pesquisas da ASA.



Figura 67 - Máquina de ensaio de tração INSTRON 5985 do laboratório de ensaios mecânicos da metalurgia integrada da ASA.

Como as amostras laminadas foram deformadas no estado plano de deformação, a deformação efetiva prévia destas amostras antes da realização do ensaio de tração foi calculada pela equação [14]:

$$d\bar{\varepsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln\left(\frac{h}{h_0}\right) \quad (50)$$

Como o resultado do ensaio de tração é obtido na condição de curva tensão-deformação de engenharia, a conversão para a curva tensão-deformação verdadeira desprezando a componente de tensão elástica foi realizada pelas equações:

$$\varepsilon = d\bar{\varepsilon} + \ln(1 + e) \quad (51)$$

$$\sigma = S (1 + e) \quad (52)$$

em que S e e são a tensão e deformação de engenharia obtidas pelo ensaio de tração, respectivamente, e E o módulo de elasticidade do material ensaiado. A partir dos resultados do ensaio Ford, ajustados pelas equações (46) e (49), e dos resultados das amostras laminadas e ensaiadas por tração ajustados pelas equações (51) e (52), a curva de fluxo do material foi obtida por regressão não linear conforme o modelo de Swift [19]:

$$\sigma = \sigma_0 (1 + B\varepsilon)^n \quad (53)$$

em que σ_0 , B e n são constantes do material.

3.2 Fase II: Caracterização da microestrutura e superfície das amostras laminadas.

Todos os preparativos e ensaios descritos a seguir foram realizados no centro de pesquisa da ASA. Para comparar as mudanças na microestrutura dos aços antes e após os ensaios da Fase I, amostras foram coletadas dos corpos de prova ensaiados e preparadas para análise da microestrutura. A preparação foi feita por meio das seguintes etapas: corte da região a ser analisada, embutimento, lixamento, polimento e ataque com solução do reagente metalográfico Vilella.

Os equipamentos microscópio óptico Leica DM RM e microscópio eletrônico de varredura (MEV) modelo Philips XL30 foram utilizados para inspeção e caracterização da microestrutura e composição química das amostras. Para a caracterização da superfície das amostras antes e após a laminação, medições do perfil tridimensional de rugosidade (3D) da chapa inicial e com um, dois e três passes de laminação foram realizadas no perfilômetro Hommel-Etamic T8000.

Além das medições de perfil tridimensional, medições de rugosidade bidimensional (2D) foram realizadas com o uso de um rugosímetro portátil Mitutoyo modelo SJ-210. Cinco medições dos parâmetros de rugosidade R_a , R_z , R_t , R_{sk} e R_{ku} foram realizadas, e a partir dos resultados os valores

médios e de desvio padrão foram calculados. As normas e equações utilizadas para cálculo dos parâmetros de rugosidade são apresentadas no Apêndice D.

Para medição de dureza, um durômetro Vickers modelo Instron Wolpert Testor 930 foi utilizado. Os ensaios foram realizados conforme norma ASTM-E92-82 [94], com uma carga de 98,07N utilizada para as medições de dureza HV10, sendo realizadas cinco medições de dureza para cada corpo de prova.

3.3 Fase III: Estudo dos modelos teóricos e numéricos de colina de fricção.

Os modelos matemáticos e numéricos apresentados no item 2.4 e 2.5 da revisão bibliográfica foram investigados a partir de dados de processo de uma bobina laminada a frio no laminador N° 4 na ASA. A especificação técnica deste equipamento é apresentada no Anexo 13, e na Figura 68 é mostrado a sua vista frontal. As dimensões e informações de processo da bobina selecionada para as simulações da Fase III são mostradas na Tabela 7.

Tabela 7 - Informações da bobina selecionada para as simulações da Fase III.

| Aço | Laminador | Unidade Metálica | Largura (mm) | Esp. inicial (mm) | Esp. final (mm) | Redução (%) | Número de passes |
|------|-----------|------------------|--------------|-------------------|-----------------|-------------|------------------|
| 430A | LB4 | 206767F8000B | 1220 | 3,0 | 0,4 | 86,7 | 11 |

Os dados de processo foram analisados por meio do programa PI Vision da OSIsoft INC mostrado na Figura 69, sendo estes dados previamente coletados em tempo real durante a laminação da bobina por meio dos aparelhos e instrumentos indicados na Tabela 8, e armazenados no servidor do equipamento.

Após a análise inicial dos dados no programa PI vision, os dados de processo foram transferidos para programas como o Excel, Planilhas Google e Matlab com o objetivo de utilizá-los nas simulações dos modelos matemáticos da colina de fricção. Os dados de processo foram coletados em regiões de processo em regime permanente, ou seja, no qual a velocidade de laminação era constante. As trações a frente e a ré (em kN) foram utilizadas para cálculo das tensões a frente e a ré (em MPa), respectivamente.

O raio do cilindro foi coletado do sistema SIP, sendo este o valor médio do diâmetro de cilindro de trabalho utilizado na cadeira de laminação no dia do processo da bobina. O valor do raio do cilindro inicial foi ajustado de R para R' por meio da equação de Hitchcock [95] mostrada no Apêndice B e a partir dos valores reais de força de laminação P de cada passe. O valor inicial

do coeficiente de atrito utilizado nas simulações da Fase III foi estimado pelo método experimental descrito no item 2.4.1.1 e pela equação (14).



Figura 68 - Laminador Sendzimir N° 4 da ASA.

Tabela 8 - Variáveis de laminação e aparelho de medição.

| Variável | Descrição | Un. | Forma de medição |
|----------|------------------------------------|-----|-------------------------------------|
| h_i | Espessura inicial | mm | Medidor de raio x^1 |
| h_f | Espessura final | mm | Medidor de raio x^1 |
| w | Largura | mm | Medidor de raio x^2 |
| P | Força de laminação | kN | Diferencial de pressão ³ |
| t_f | Tração a frente | kN | Células de carga |
| t_b | Tração a ré | kN | Células de carga |
| v_i | Velocidade da chapa na entrada | m/s | Sensor (encoder) |
| v_f | Velocidade da chapa na saída | m/s | Sensor (encoder) |
| v_r | Velocidade do cilindro de trabalho | m/s | Sensor acoplado no 2IMR |

¹ Medidor de espessura por raio x do laminador a frio Sendzimir N° 4.

² Medidor de largura por raio x do laminador Steckel, medido após o último passe de laminação a quente.

³ Medição indireta. O cálculo da força é feito pelo PLC do laminador através do diferencial de tração do cilindro hidráulico de acionamento dos cilindros de laminação [13].



Figura 69 - Analisador de dados PI Vision da OSIsoft INC.

A partir dos dados de processo, as simulações dos modelos teóricos da colina de fricção foram realizadas por meio do programa MATLAB online da MathWorks, utilizando os algoritmos disponibilizados no Anexo II. O modelo de Bland & Ford foi resolvido por meio de equações analíticas, mostradas no item 2.4.1.3, enquanto os modelos de Orowan e Alexander foram solucionados utilizando as equações diferenciais mostradas nos itens 2.4.1.4 e 2.4.1.5, utilizando o método numérico de Runge-Kutta de 4ª ordem mostrado no item 2.4.2. As curvas de fluxo utilizadas nos cálculos foram aquelas obtidas pelo ensaio Ford conforme procedimento descrito no Item 3.1.

Os resultados dos modelos teóricos foram comparados aos resultados obtidos por simulação pelo método dos elementos finitos (MEF). As simulações pelo MEF foram realizadas com o uso do programa Abaqus CAE 2020, da Dassault Systemes Simulia Corporation, disponível no departamento de engenharia metalúrgica da Universidade Federal de Minas Gerais. Dois modelos distintos foram utilizados nas simulações como mostrado na Tabela 9: o modelo explícito e o implícito.

Tabela 9 - Modelos de simulação pelo MEF.

| Simulação | Modelo | Geometria | Chapa | Cilindro |
|-----------|----------------------------|-----------|------------|------------------|
| 1 | Explicit (Dynamic) | 2D | Deformável | Rígido analítico |
| 2 | Implicit (Static, General) | 2D | Deformável | Rígido analítico |

Cada passe de laminação foi simulado utilizando-se dois steps: o primeiro para realização da compressão da chapa referente a redução do respectivo passe, e o segundo para realização da rotação do cilindro, e conseqüentemente, a laminação da chapa. As trações a frente e a ré foram ativadas instantaneamente no início do segundo step de cada passe de laminação. A condição de contorno de simetria foi utilizada no plano XZ na meia espessura da chapa como mostrado na Figura 70. A posição do ponto neutro, necessário para o cálculo do deslizamento avante, foi obtida dos resultados da simulação pela posição no eixo das abscissas em que as forças de atrito na interface cilindro/chapa se invertem (tensão de cisalhamento S_{12}).

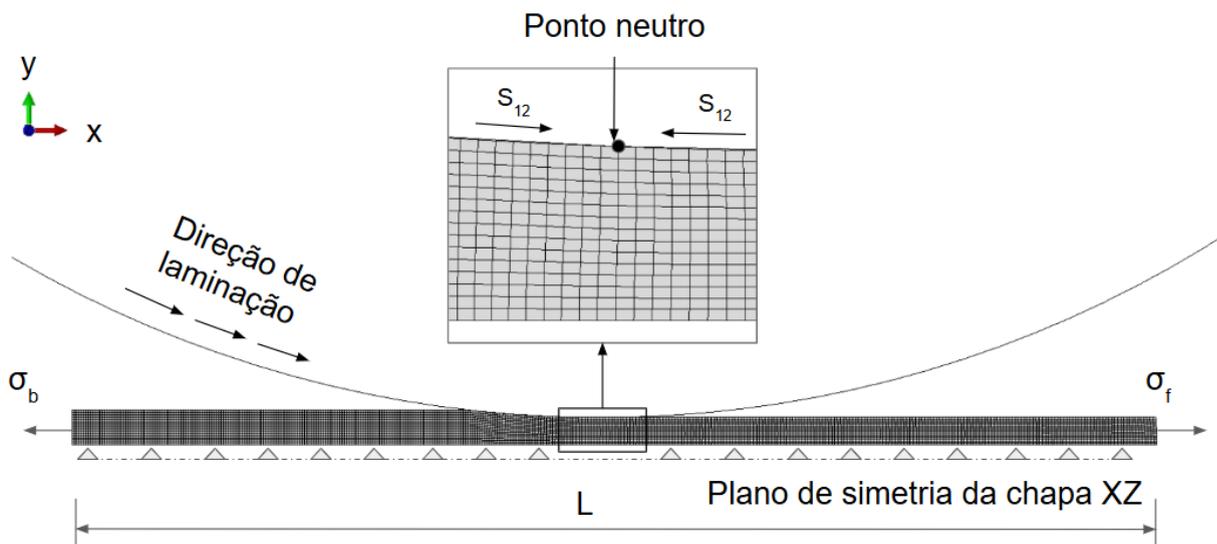


Figura 70 - Modelo de elementos finitos.

Após simulações preliminares, foi utilizado um comprimento de chapa $L = 40$ mm, uma vez que simulações mostraram que a utilização de um comprimento maior não gerou diferenças significativas nos resultados. Uma malha quadrilateral linear com elementos do tipo CPS4R foi utilizada na peça chapa, iniciando com um elemento de tamanho 0,10 mm no primeiro passe de laminação, e sendo refinado progressivamente até um tamanho de 0,05 mm no passe final. Testes de convergência foram realizados para assegurar que o tamanho de malha selecionado estava adequado. Os principais parâmetros da simulação explícita são apresentados na Tabela 10 e da simulação implícita na Tabela 11. Demais parâmetros da simulação foram utilizados conforme configurações predefinidas do programa Abaqus.

Tabela 10 - Principais parâmetros da simulação explícita (“*Dynamic Explicit*”).

| | | Tipo | Valor | Un. |
|--------------------|-----------------------------------|--|----------|-------------------|
| Part | Cilindro | 2D Analytical Rigid | | |
| | Chapa | 2D Deformable | | |
| Property | Section | Solid, Homogeneous | | |
| | Plane stress/strain thickness | | 1220 | mm |
| | Mass density | | 8,75E-9 | t/mm ³ |
| | Young's Modulus | | 210000 | MPa |
| | Poison's ratio | | 0,3 | |
| Step | Procedure | Dynamic Explicit | | |
| | Time period | | 1 | s |
| | Nucleon | On | | |
| | Mass scaling | | 1,00E-06 | |
| Interaction | Interaction Property | Contact | | |
| | Tangential Behavior | Penalty | 0,1 | |
| | Mechanical constraint formulation | Penalty contact method | | |
| Boundary condition | Simetria | YSYMM | | |
| | Type | Displacement/ Rotation ¹ | | |
| | Type | Velocity/ Angular velocity ² | | |
| Mesh | Element library | Standard | | |
| | Geometric order | Linear | | |
| | Family | Plane strain | | |
| Job | Job type | Full analysis | | |
| | Abaqus/Explicit precision | Double - analysis + packager | | |
| | Nodal output precision | Full | | |

¹Etapa de compressão.²Etapa de laminação.

Tabela 11 - Principais parâmetros da simulação implícita (“*Static General*”).

| | | Tipo | Valor | Un. |
|----------------------------------|--------------------------------|--|----------|-------|
| Part | Cilindro | 2D Analytical Rigid | | |
| | Chapa | 2D Deformable | | |
| Property | Section | Solid, Homogeneous | | |
| | Plane stress/strain thickness | | 1220 | mm |
| | Mass density | | 8,75E-9 | t/mm3 |
| | Young's Modulus | | 210000 | MPa |
| | Poison's ratio | | 0,3 | |
| Step | Procedure | Static General | | |
| | Time period | | 1 | s |
| | Nigeon | On | | |
| | Incrementation | | 1,00E+05 | |
| | Increment initial size | | 0,0001 | |
| | Increment minimum size | | 1,00E+06 | |
| | Increment maximum size | | 1 | |
| | Solution technique | Quasi-Newton | | |
| | Number of interactions allowed | 16 | | |
| | Interaction | Interaction Property | Contact | |
| Tangential Behavior | | Penalty | 0,1 | |
| Mechanical constrain formulation | | Penalty contact method | | |
| Type | | Surface-to-surface contact | | |
| Discretization method | | Node to surface | | |
| Boundary condition | Simetria | YSYMM | | |
| | Type | Displacement/ Rotation ¹ | | |
| | Type | Velocity/ Angular velocity ² | | |
| Mesh | Element library | Standard | | |
| | Geometric order | Linear | | |
| | Family | Plane strain | | |
| | Second-order accuracy | Yes | | |
| | Distortion control | Yes | 0,1 | |
| | Hourglass control | Enhanced | | |
| Job | Job type | Full analysis | | |
| | Nodal output precision | Full | | |

¹Etapa de compressão.²Etapa de laminação.

Devido a necessidade de refinar a malha e ajustar o raio do cilindro deformado entre os passes, após diferentes testes, optou-se por simular cada passe através de um arquivo de simulação individual. Para isso, foi necessário ajustar a curva de fluxo do material na simulação de cada passe considerando a pré-deformação do passe anterior conforme mostrado na Figura 71 e por meio da equação de Swift adaptada como mostrado na equação (54):

$$\sigma = \sigma_0 [1 + B(\varepsilon_0 + \varepsilon)]^n \quad (54)$$

em que ε_0 representa a pré-deformação gerada pelo passe anterior, calculada pela Equação (72) mostrada no Capítulo 10.

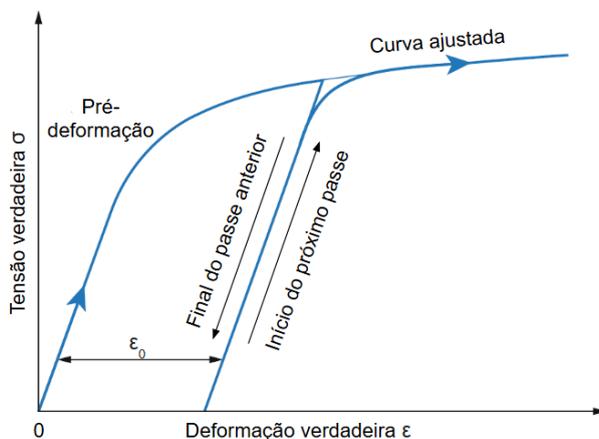


Figura 71 - Ilustração gráfica do ajuste da curva de fluxo devido a pré-deformação ε_0 do material. Adaptado de Bhaduri [14].

3.4 Fase IV: Estudo estatístico do coeficiente de atrito típico.

Dados de 60 bobinas dos aços 430A e 430F produzidas no laminador N° 4 da ASA em 2023 foram utilizadas para o estudo do coeficiente de atrito típico do processo de laminação a frio do aço AISI 430 em laminadores do tipo Sendzimir. Para fins industriais, o modelo analítico de Bland & Ford foi empregado para correlacionar o coeficiente de atrito ao deslizamento avante e as cargas de laminação. Uma metodologia similar a descrita na Fase III foi utilizada quanto a aquisição de dados e realização das simulações. Contudo, nesta fase, a partir do valor inicial arbitrado de coeficiente de atrito, este foi refinado de forma interativa em cada passe a fim de aproximar os resultados calculados de deslizamento avante aos obtidos de forma experimental.

O método numérico proposto para o cálculo do coeficiente de atrito a partir do deslizamento avante experimental é apresentado no fluxograma mostrado na Figura 72. Diferente do método utilizado por Poursina [8], em que a força foi utilizada para refinar o valor arbitrado do coeficiente de atrito, após simulações preliminares foi percebido que o deslizamento avante é

uma variável mais sensível ao coeficiente de atrito do que a força, tornando-a mais adequada para esta aplicação.

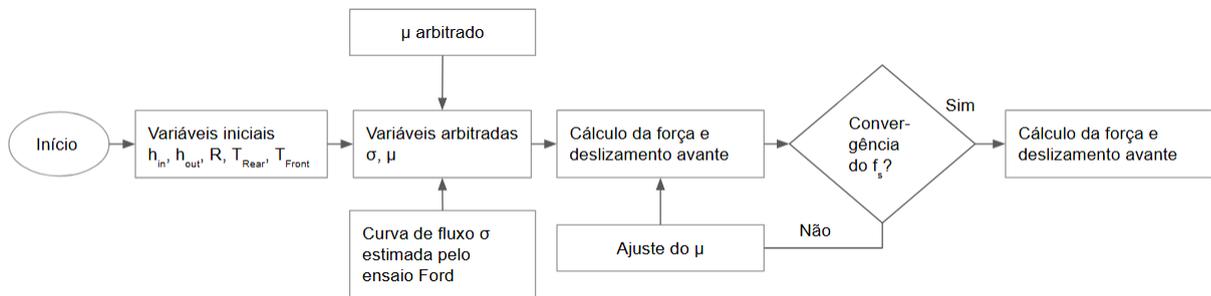


Figura 72 - Método numérico para previsão do deslizamento avanço.

Os valores de coeficiente de atrito médio utilizados nas simulações foram ajustados por um método iterativo até os resultados de deslizamento avanço calculados atingirem um erro absoluto considerado aceitável em relação aos valores experimentais da ordem de 0,3%. O valor de deslizamento avanço experimental foi calculado na lógica do laminador (PLC) a partir da Equação (2), assumindo que a velocidade linear dos rolos defletores medida na saída da cadeira de laminação é igual a velocidade da chapa na saída. Essa premissa foi conferida pelo método da impressão representado pela Equação (6) e ilustrado pela Figura 73.



Figura 73 - Verificação do deslizamento avanço pelo método da impressão. a) impressão de uma marca no cilindro de laminação através de um durômetro portátil, b) impressão transferida do cilindro para tira e c) medição do perímetro da impressão gerada na tira com o uso de um paquímetro.

A partir das etapas apresentadas anteriormente na metodologia, este trabalho se propôs a estudar o processo de laminação dos aços 430A e 430F, por este ser o aço inoxidável de maior exigência de qualidade superficial produzido pela ASA. Nenhum trabalho foi encontrado na literatura com o objetivo de investigar a adequação dos modelos existentes de cálculo do deslizamento avanço no processo de laminação de chapas de aço inoxidável AISI 430 laminadas a frio em laminadores do tipo Sendzimir, estabelecendo um modelo e uma metodologia adequadas para se obter resultados acurados comparados aos dados experimentais, sendo esta uma contribuição inédita e original.

4 RESULTADOS

Nesta seção, os resultados serão apresentados conforme a sequência apresentada no item 3: Materiais e Métodos.

4.1 Caracterização das curvas de fluxo dos aços Aperam 430A e 430F

Na Figura 74 são mostrados os resultados do ensaio Ford das amostras dos aços 430A e 430F, respectivamente. Para cada aço, foram ensaiados 3 corpos de prova, e para cada amostra foram realizadas réplicas. A partir dos resultados experimentais, um algoritmo desenvolvido no Matlab e mostrado no Anexo II (item 14.1) foi utilizado para se obter a curva de fluxo de cada aço, onde σ representa a tensão equivalente baseado no modelo de Swift representado pela Equação (54). O resultado encontrado para ambos os aços foi similar, sendo que o aço 430F possui uma tensão de escoamento inicial menor (340 MPa versus 380MPa), porém com um fator de encruamento levemente superior ao 430A (0,19 versus 0,17).

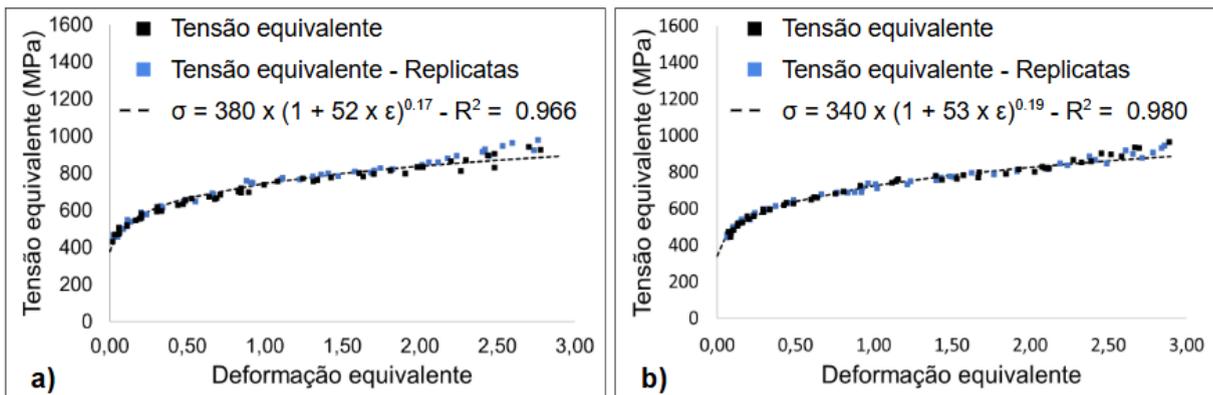


Figura 74 - Curvas de fluxo obtidas pelo ensaio Ford para: a) aço 430A e b) aço 430F.

A Figura 75 mostra o resultado do ensaio realizado por meio da laminação a frio das amostras dos aços 430A e 430F a diferentes níveis de deformação, e posteriormente submetidas ao ensaio de tração. Os resultados de tensão e deformação de engenharia foram extraídos de cada ensaio, convertidos em resultados de tensão e deformação verdadeiras por meio das equações (51) e (52), e plotados até a deformação plástica de 0,2%. A partir das curvas de cada amostra submetida a diferentes deformações, uma curva envoltória foi gerada por meio de regressão não linear baseado no modelo de Swift como representado na Figura 75.

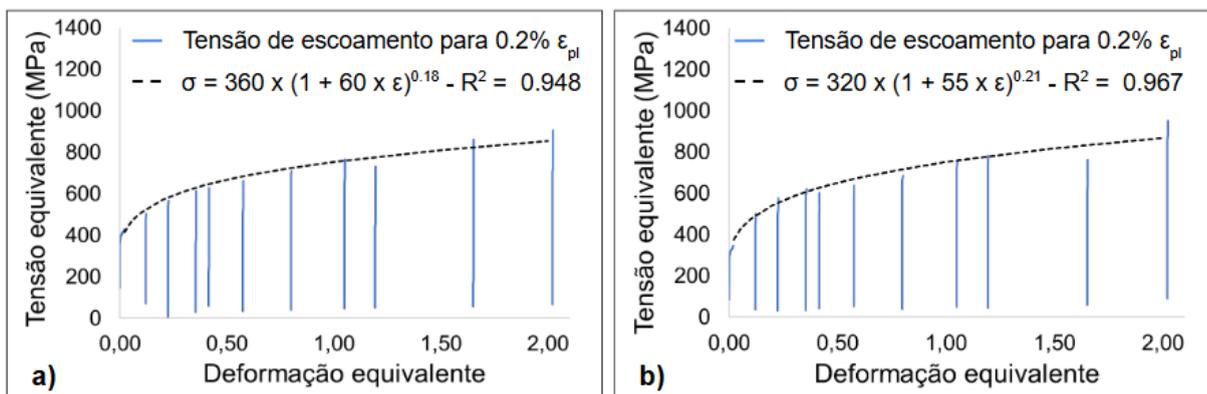


Figura 75 - Curvas de fluxo obtidas pelo ensaio de tração das amostras laminadas para: a) aço 430A e b) aço 430F.

Na Figura 76 é mostrada ambas as curvas de fluxo obtidas pelo ensaio Ford e teste de tração das amostras laminadas a frio. Observa-se que para o aço 430A ambos os métodos apresentaram resultados equivalentes, enquanto no aço 430F percebe-se um pequeno distanciamento entre as curvas ao se aumentar a deformação, atingindo uma diferença de 5% entre elas para deformação equivalente de 2.

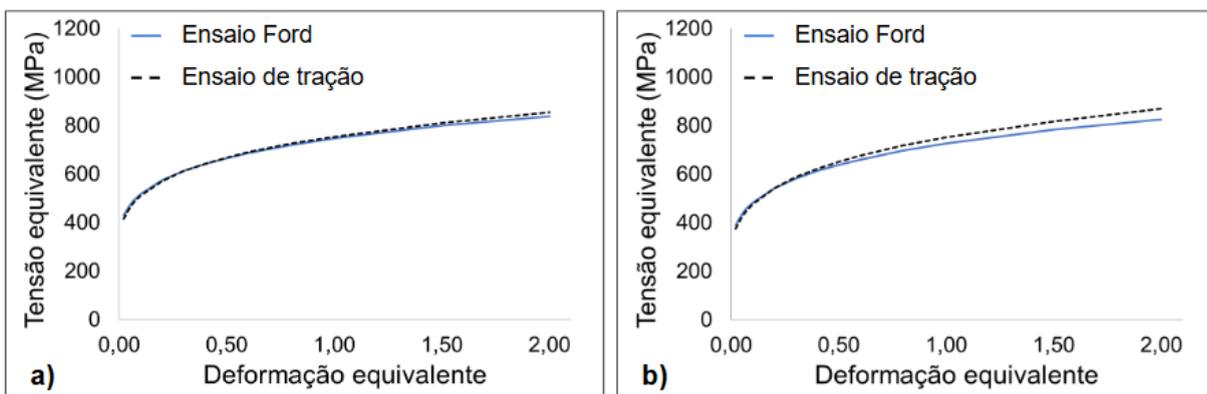


Figura 76 - Comparação das curvas de fluxo obtidas pelo ensaio Ford e ensaio de tração para: a) aço 430A e b) aço 430F.

4.2 Caracterização da microestrutura e superfície das amostras laminadas

4.2.1 Microestrutura

Na Figura 77 é mostrada a microestrutura da seção transversal do corpo de prova do aço 430A antes e após a realização do ensaio Ford. Na condição sem deformação, Figura 77 (a), observa-se uma microestrutura heterogênea, com grãos parcialmente recristalizados e mais alongados no sentido de laminação a quente na região central da espessura. Na Figura 77 (b) é mostrada a região de transição entre uma deformação de $\epsilon = 0.76$ a $\epsilon = 2.15$, na qual se observa uma deformação homogênea ao longo da seção transversal, o que indica que houve pouca influência do efeito da deformação não homogênea devido ao atrito entre o punção e a chapa.

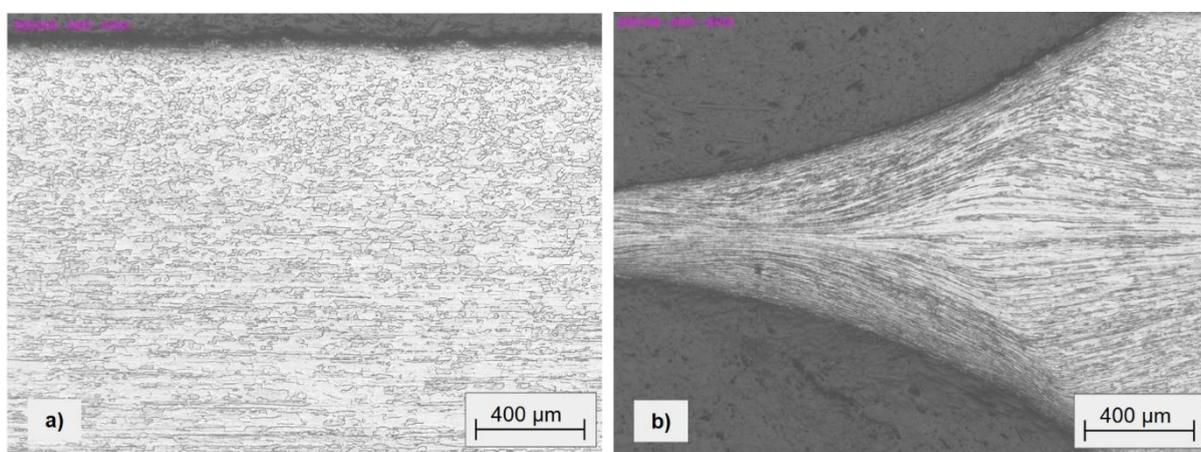


Figura 77 - Microscopia ao longo da seção longitudinal do aço 430A mostrando: a) região não deformada e b) região de transição entre uma deformação equivalente de $\sim 0,76$ a $\sim 2,15$ do corpo de prova do ensaio Ford.

Na Figura 78 é mostrada a microestrutura do aço 430A deformado pelo ensaio Ford e por laminação até uma deformação equivalente de $\epsilon \approx 2$, respectivamente. Percebe-se nas imagens que as deformações em ambos os procedimentos apresentaram um padrão similar de tamanho e estrutura dos grãos, o que sugere que existe alguma similaridade no fluxo de deformação entre os dois processos.

Na Figura 79 e Figura 80 são apresentadas as imagens de MEV (microscopia eletrônica de varredura) ao longo da seção longitudinal das amostras de 430A e 430F na condição inicial (sem deformação), respectivamente. Percebe-se no aço 430A a presença de partículas de segunda fase, especialmente nos contornos de grão, identificadas como carbonitretos de Cr conforme análise de composição química realizada pelo método de EDS (espectroscopia de raio x por energia dispersiva).

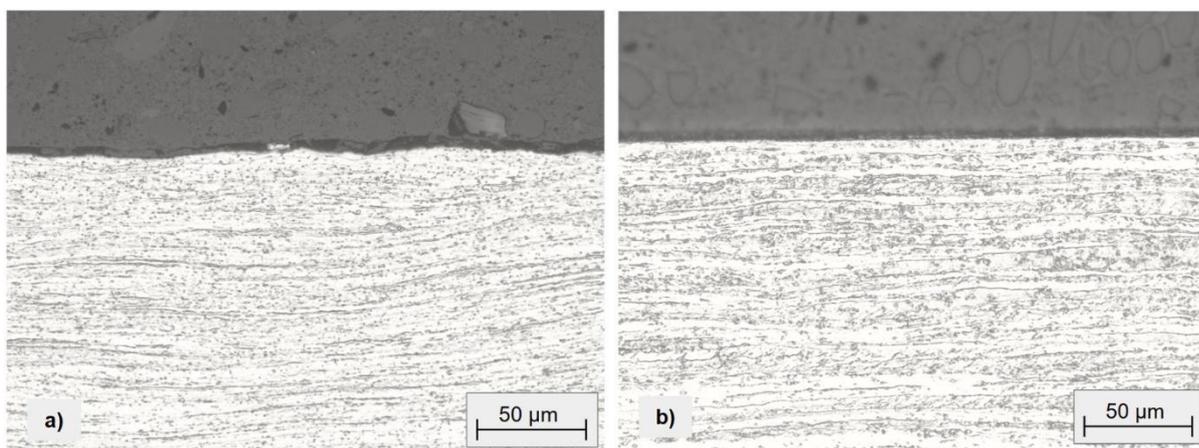


Figura 78 - Microestrutura ao longo da seção longitudinal dos corpos de prova do aço 430A deformados a uma deformação equivalente de $\epsilon \approx 2$ pelo: a) ensaio Ford e b) laminação a frio.

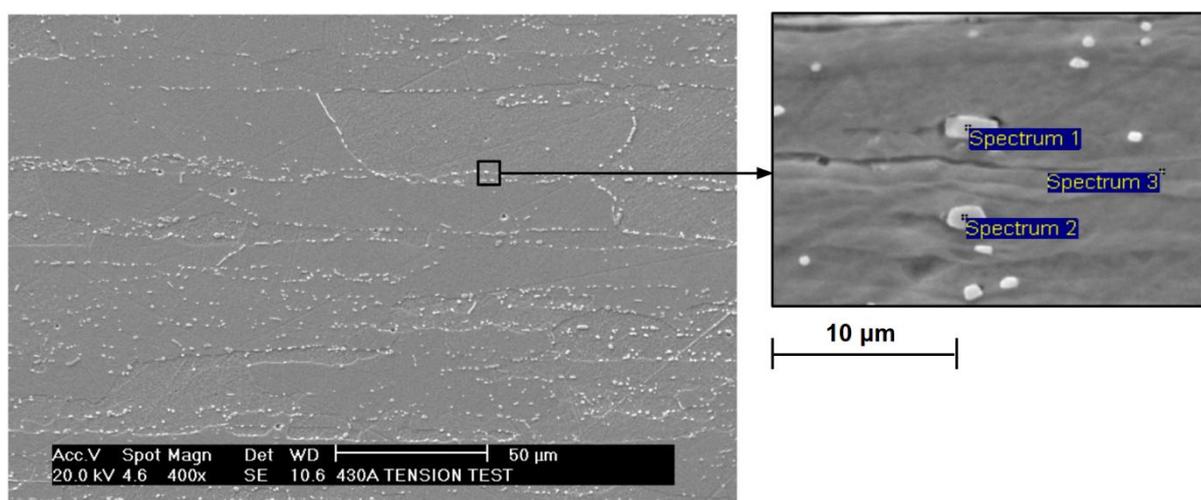


Figura 79 - Microscopia eletrônica de varredura mostrando as partículas de segunda fase da amostra de 430A laminada a frio até uma deformação de $\epsilon \approx 2$.

Tabela 12 - Análise de composição química do aço 430A.

| Spectrum | In stats. | C | Si | Cr | Fe | Total |
|------------|-----------|-------|------|-------|-------|--------|
| Spectrum 1 | Yes | 9,27 | | 38,85 | 51,88 | 100,00 |
| Spectrum 2 | Yes | 13,11 | | 27,12 | 59,76 | 100,00 |
| Spectrum 3 | Yes | 7,51 | 0,36 | 15,27 | 76,86 | 100,00 |

Opção de processamento: Todos os elementos analisados (Normalizado). Resultados em peso %.

No aço 430F, no entanto, observa-se uma microestrutura completamente recristalizada, com partículas de segunda fase presentes preferencialmente no interior dos grãos e alongadas no sentido de laminação a quente, identificadas como carbonitretos de Nb conforme análise de composição química mostrada na Tabela 13. O tamanho médio ASTM encontrado do grão do aço 430F foi de ~ 4.3 , obtido pelo método da intercepção linear conforme norma ASTM E112 [96].

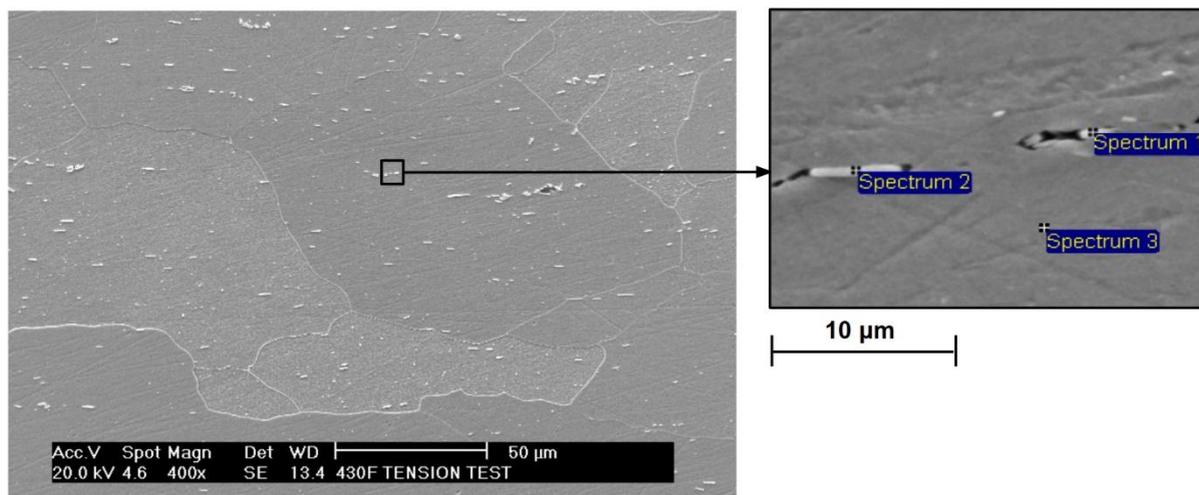


Figura 80 - Microscopia eletrônica de varredura mostrando as partículas de segunda fase da amostra de 430F laminada a frio até uma deformação de $\epsilon \approx 2$.

Tabela 13 - Análise de composição química do aço 430F.

| Spectrum | In stats. | C | Cr | Fe | Nb | Total |
|------------|-----------|-------|-------|-------|-------|--------|
| Spectrum 1 | Yes | 15,05 | 9,53 | 38,88 | 36,55 | 100,00 |
| Spectrum 2 | Yes | | 10,73 | 44,72 | 44,55 | 100,00 |
| Spectrum 3 | Yes | 5,01 | 16,95 | 78,04 | | 100,00 |

Opção de processamento: Todos os elementos analisados (Normalizado). Resultados em peso %.

Deve-se mencionar que os altos valores de carbono mostrados na Tabela 12 e Tabela 13 estão relacionados, além da presença do carbono nos carbonitreto, à contaminação devido ao revestimento de carbono usado para permitir a obtenção das imagens pelo MEV. Além disso, o elemento Fe presente nos espectros 1 e 2 está relacionado ao volume de interação do feixe de elétrons.

4.2.2 Efeito da laminação a frio na rugosidade e dureza da superfície

Na Figura 81 são apresentados os perfis bidimensional (2D) e tridimensional (3D) das amostras do aço 430A na condição inicial e laminadas a frio com um, dois e três passes. Percebe-se uma mudança significativa do perfil nos dois primeiros passes, com uma redução expressiva dos picos de asperezas no primeiro passe, e redução dos vales no segundo passe. Um comportamento similar foi percebido no aço 430F, conforme mostrado na Figura 82.

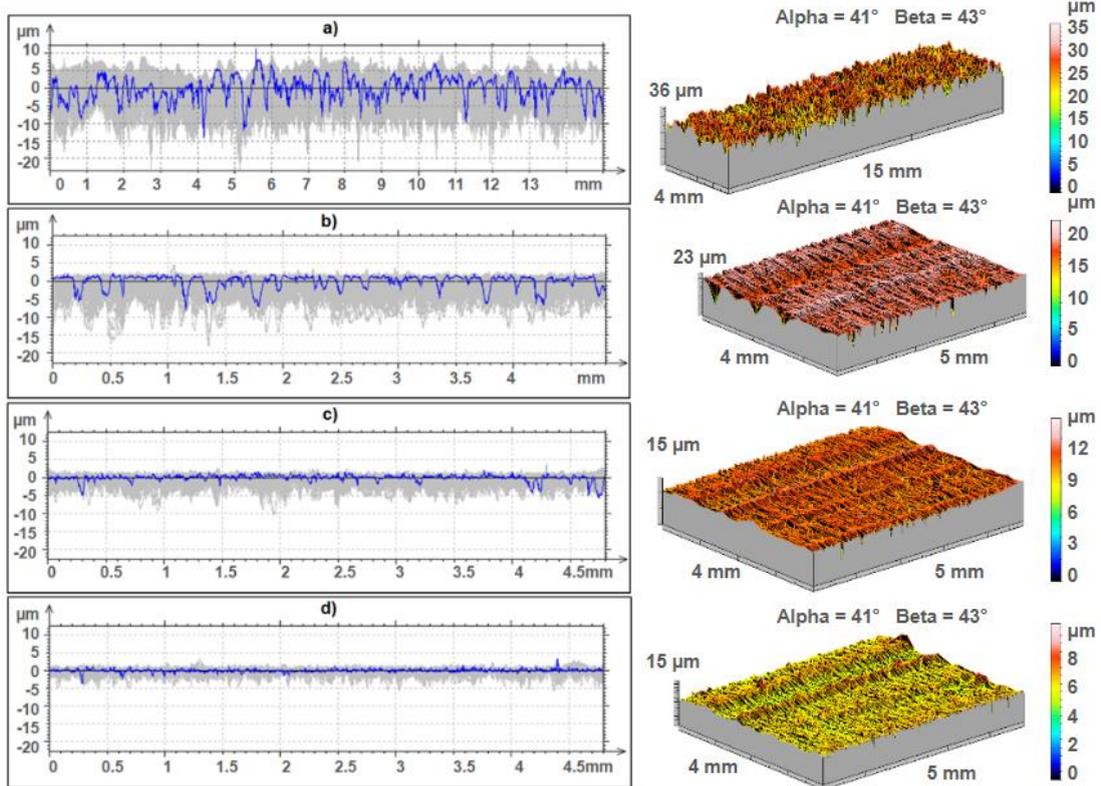


Figura 81 - Evolução das características de rugosidade do aço 430A: a) antes do primeiro passe; b) após o primeiro passe; c) após o segundo passe e d) após o terceiro passe.

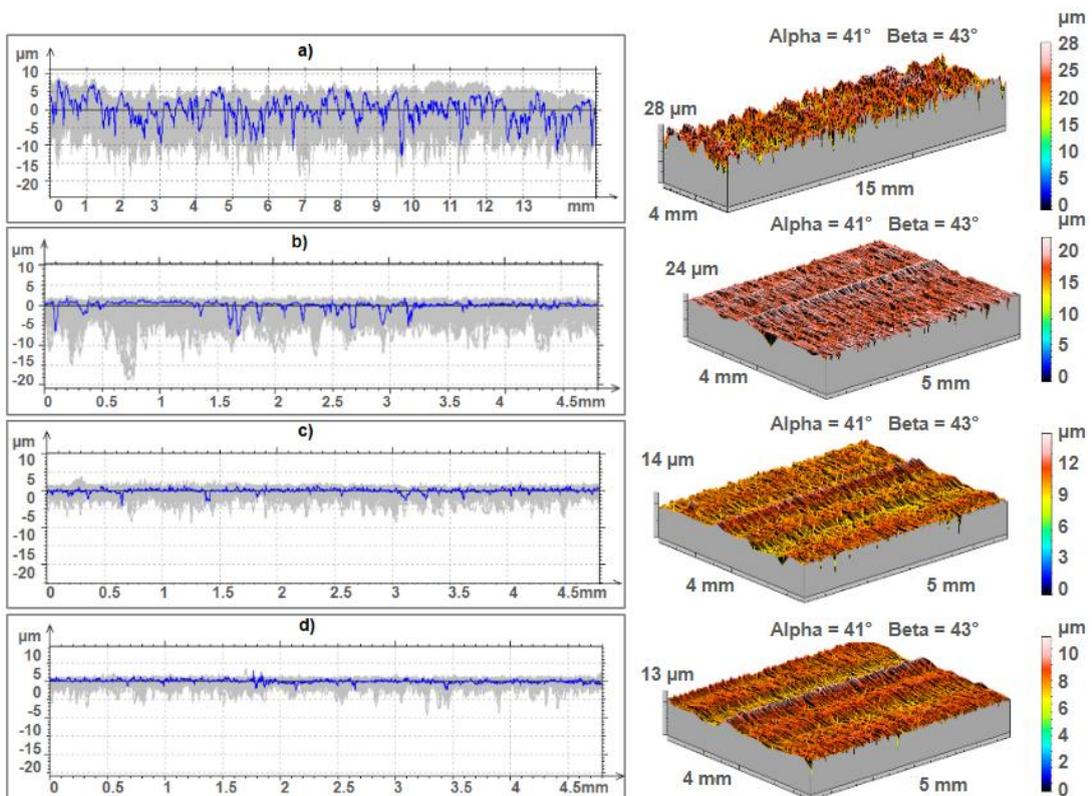


Figura 82 - Evolução das características de rugosidade do aço 430F: a) antes do primeiro passe; b) após o primeiro passe; c) após o segundo passe e d) após o terceiro passe.

Na Figura 83 e Figura 84 são mostradas por meio de microscopia óptica a evolução das superfícies dos aços 430A e 430F na condição inicial, e após o 1°, 2°, 3° e 10° passe (último passe) de laminação, respectivamente. Percebe-se que a cada passe, as microcavidades provenientes do processo de decapagem são eliminadas.

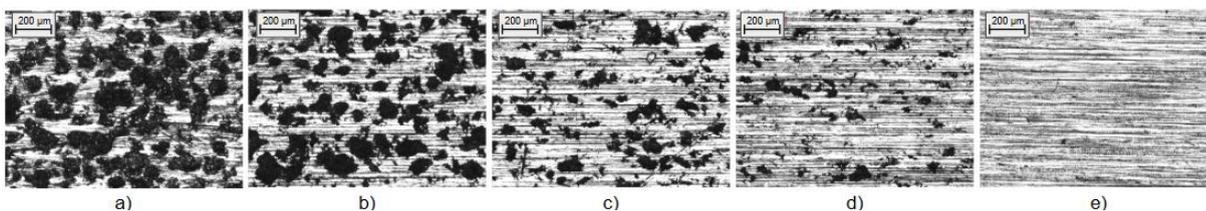


Figura 83 - Microscopia óptica da superfície do aço 430A: a) antes do primeiro passe, b) após o primeiro passe, c) após o segundo passe, d) após o terceiro passe e e) após o décimo passe de laminação.

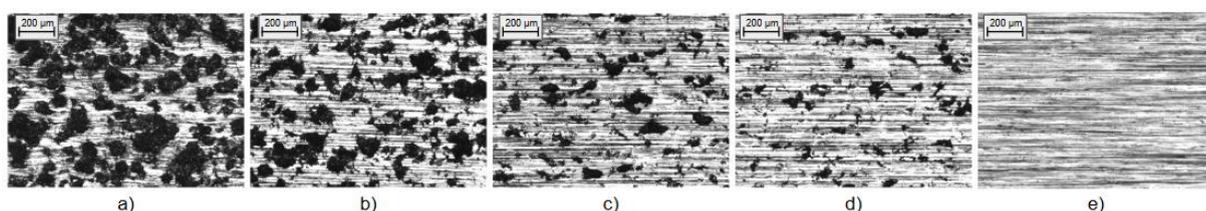


Figura 84 - Microscopia óptica da superfície do aço 430F: a) antes do primeiro passe, b) após o primeiro passe, c) após o segundo passe, d) após o terceiro passe e e) após o décimo passe de laminação.

Na Figura 85 é mostrado o efeito da laminação a frio na rugosidade média aritmética (Ra) e na dureza Vickers na superfície das amostras dos aços 430A e 430F, respectivamente. Observa-se uma rápida redução dos valores de rugosidade Ra nos passes iniciais, e após o quarto passe de laminação ($\epsilon \approx 0,4$), a rugosidade da chapa se aproxima do valor da rugosidade do cilindro de laminação ($Ra \approx 0,2$), e se mantém próximo a este valor até os passes finais. Outros autores reportaram resultados similares, no qual observa-se uma redução significativa dos microdefeitos na superfície da chapa após dois a três passes de laminação [65] [66] [67], e como a rugosidade do cilindro é transferida para a chapa [97].

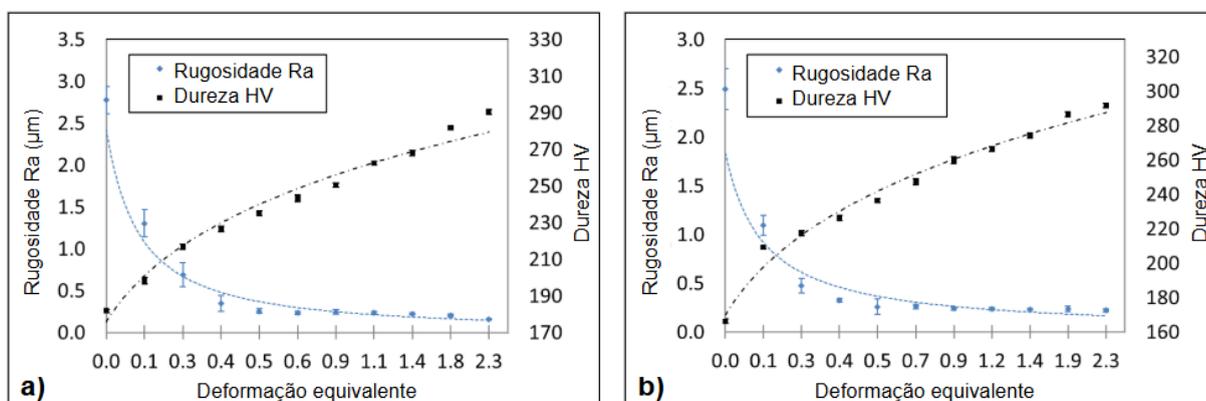


Figura 85 - Rugosidade média (Ra) e dureza Vickers em função da deformação equivalente para: a) aço 430A e b) aço 430F submetido a laminação a frio até $\epsilon \approx 2,3$.

Observa-se também na Figura 85 como a dureza aumenta com a deformação a frio, sendo este comportamento similar ao da curva tensão deformação mostrada na Figura 74 e Figura 75. As seguintes correlações foram obtidas por regressão não linear para os aços 430A e 430F respectivamente: $HV = 175,95 \varepsilon^{0,19}$ e $HV = 169,94 \varepsilon^{0,22}$. Observa-se que os valores do coeficiente de encruamento obtidos no ensaio de dureza (0,19 e 0,22) para os aços 430A e 430F, respectivamente, são muito próximos aos obtidos nas amostras laminadas e ensaiadas por tração (0,18 e 0,21), o que sugere uma distribuição uniforme da deformação entre a superfície e ao longo da espessura do material.

A rugosidade total R_t (medida do pico mais alto ao vale mais profundo) e a rugosidade média R_z (média aritmética das rugosidades parciais) são mostradas nas Figura 86. Como esperado, ambas as grandezas R_t e R_z apresentam um comportamento similar aos resultados de R_a mostrados na Figura 85, uma vez que os picos e vales de asperidades são deformados a cada passe, reduzindo sua magnitude.

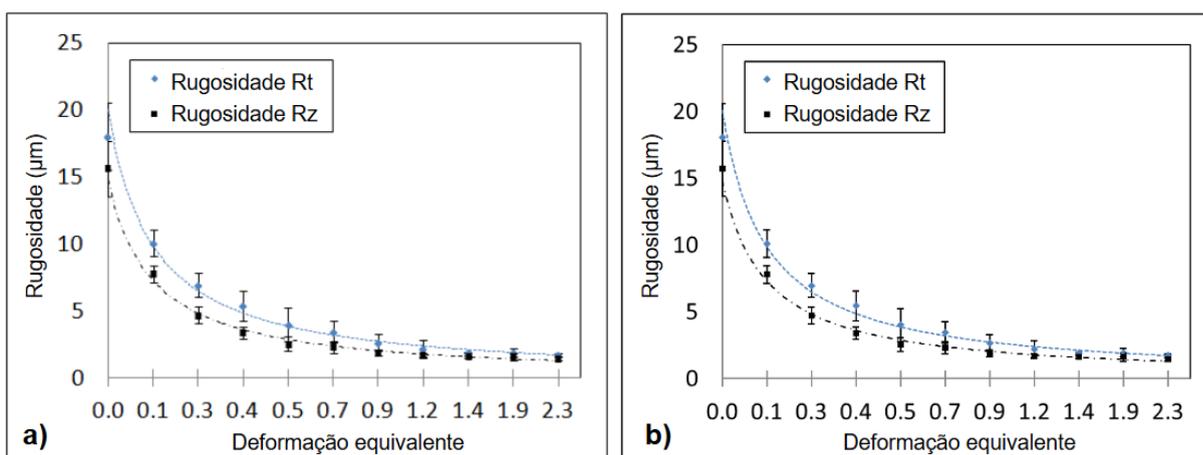


Figura 86 - Parâmetros de rugosidade R_t e R_z em função da deformação para: a) aço 430A e b) aço 430F.

A variável assimetria de distribuição, ou “*skewness*”, representa a distribuição de picos e vales em relação a linha de referência, sendo $R_{sk} = 0$ uma distribuição simétrica. Percebe-se na Figura 87 que a superfície inicial da chapa está próxima de uma superfície simétrica ($R_{sk} \approx 0,5$), e seu valor diminui até o segundo passe, indicando a transformação da superfície simétrica em uma superfície com uma maior quantidade de vales devido ao desgaste e deformação dos picos nos passes iniciais. À medida que o material continua sendo laminado, os vales são deformados retornando o valor do achatamento para próximo de 0, indicando uma distribuição aproximadamente simétrica ($R_{sk} \approx 0$).

A curtose, ou “*kurtosis*”, é uma variável que indica a forma das irregularidades, sendo o seu valor médio $Rsk = 3$. Valores de medição maiores que 3 indicam que as asperidades estão mais agudas (picos e vales mais estreitos), e menor que 3 que as asperidades estão mais largas. Percebe-se na Figura 87 que a curtose inicial da chapa é próxima à de um perfil normal ($Rsk \approx 3$), e aumenta até entre o segundo e terceiro passe, e depois decresce nos passes seguintes. Isso pode ser explicado pela transformação preferencial dos vales mais largos, aumentando a proporção de vales mais estreitos e profundos, e depois reestabelecendo a distribuição com o aumento da deformação.

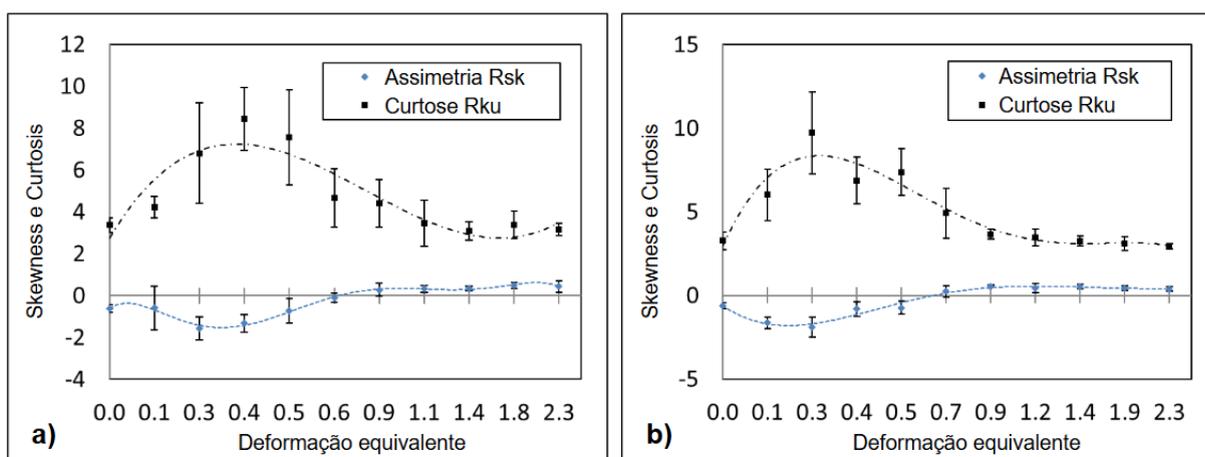


Figura 87 - Parâmetros de rugosidade Rsk e Rku em função da deformação para: a) aço 430A e b) aço 430F.

4.3 Comparação das colinas de fricção

Na Tabela 14 é mostrado aos dados reais de laminação da unidade metálica 206767F8000B, sendo esta uma bobina do aço 430A com largura média de 1220 mm, processada com 11 passes no laminador N° 4 no dia 25/12/2022 às 05:27. Os valores apresentados na Tabela 14 são médias, e foram coletados na região de regime permanente durante a laminação (velocidade de laminação constante), em que h_{in} e h_{out} representam as espessuras de entrada e saída de cada passe, e σ_f e σ_b as tensões a frente e a ré, respectivamente. O valor médio do raio original dos cilindros de laminação utilizados no processo foi de $R = 43,5$ mm. Para fins de simulação, a deformação do cilindro foi considerada uniforme, preservando a forma cilíndrica, sendo o raio ajustado de R para R' por meio da equação de Hitchcock [95] e calculado a partir dos valores reais de força de laminação P de cada passe. Os dados de processo foram coletados do servidor do laminador e analisados pelo programa PI Vision da OSIsoft INC.

A partir dos dados de laminação mostrados na Tabela 14, foram realizadas as simulações da colina de fricção para os modelos de Orowan, Bland & Ford, Alexander e para o modelo de

elementos finitos (FEM). O modelo de Bland & Ford foi resolvido utilizando a solução analítica, enquanto as soluções de Orowan e Alexander foram resolvidas com o uso do método de 4ª ordem de Runge e Kutta, cujas equações são mostradas no Capítulo 2.4.1 e Apêndice C. As propriedades do material utilizadas foram densidade de 7.850 g/dm^3 , coeficiente de Poisson de 0,3 e módulo de Young de 210 GPa. As curvas de fluxo utilizadas nas simulações foram aquelas mostradas no Capítulo 4.1 obtidas pelo ensaio Ford.

Tabela 14 - Plano de passes e dados experimentais da UM 206767F8000B.

| Passe | h_{in} (mm) | h_{out} (mm) | σ_b (MPa) | σ_f (MPa) | R' (mm) | Vel. (m/min) | P (kN) | f_s |
|-------|------------------|-------------------|---------------------|---------------------|--------------|-----------------|-----------|-------|
| 1 | 2,95 | 2,32 | 22 | 141 | 48,7 | 170 | 4.184 | 4,6% |
| 2 | 2,32 | 1,88 | 113 | 177 | 49,1 | 636 | 3.156 | 2,3% |
| 3 | 1,88 | 1,58 | 137 | 208 | 51,4 | 632 | 3.278 | 3,3% |
| 4 | 1,58 | 1,31 | 165 | 244 | 50,9 | 654 | 2.659 | 2,8% |
| 5 | 1,31 | 1,09 | 193 | 252 | 54,1 | 543 | 2.878 | 3,1% |
| 6 | 1,09 | 0,92 | 192 | 260 | 54,6 | 787 | 2.411 | 3,0% |
| 7 | 0,92 | 0,78 | 194 | 266 | 58,7 | 504 | 2.761 | 3,4% |
| 8 | 0,78 | 0,66 | 198 | 271 | 58,7 | 528 | 2.358 | 3,4% |
| 9 | 0,66 | 0,57 | 205 | 275 | 66,6 | 305 | 2.799 | 3,6% |
| 10 | 0,57 | 0,49 | 210 | 280 | 65,6 | 374 | 2.284 | 3,3% |
| 11 | 0,49 | 0,41 | 214 | 281 | 71,1 | 420 | 2.500 | 3,4% |

O coeficiente de atrito entre a chapa e o cilindro foi estimado inicialmente pela equação (14), através dos dados experimentais. A Figura 88 ilustra o método de coleta dos dados de processo (força e torque), e na Tabela 15 são mostrados os dados coletados (4 medições) utilizados para o cálculo do coeficiente de atrito médio. Os dados foram coletados em momentos de velocidade de laminação constante e deslizamento avante aproximadamente nulo. Para simulação dos modelos de colina de fricção e MEF, o coeficiente de atrito foi considerado uniforme ao longo do arco de contato e constante em todos os passes, com valor médio de $\mu = 0,1$ conforme estimativa mostrada na Tabela 15. O coeficiente de atrito assumido é coerente com o reportado na literatura para regimes de lubrificação limite ou mista presente no processo de laminação a frio [7] [80].

Tabela 15 - Dados de processo coletados em instantes em que o deslizamento avante foi aproximadamente nulo.

| Medição | Data e hora de laminação | Unidade metálica | S_f | Mt (kN.m) | P (kN) | R (mm) | μ | |
|---------|--------------------------|------------------|-------|-----------|--------|--------|--------|-------|
| 1 | 27/08/2023 18:05:08 | 303346A4000B | 0,56 | 37.579 | 6.889 | 45,0 | 0,061 | |
| 2 | 10/10/2023 2:43:34 | 361526G2004B | 0,09 | 42.064 | 3.419 | 44,6 | 0,138 | |
| 3 | 10/10/2023 15:00:42 | 361528C4002B | 0,10 | 37.763 | 3.318 | 44,6 | 0,128 | |
| 4 | 10/10/2023 15:15:06 | 361528C4002B | 0,15 | 19.365 | 2.426 | 44,6 | 0,089 | |
| | | | | | | | Média: | 0,104 |



Figura 88 - Exemplo da coleta de dados de processo em momento que o deslizamento avante foi quase nulo ($S_f = 0,15$). Programa PI Vision da OSIsoft INC.

As simulações dos modelos teóricos da colina de fricção foram realizadas através do programa Matlab online da Mathworks, utilizando-se os algoritmos mostrados no Anexo II. Observa-se na Figura 89 a colina de fricção para diferentes passes de laminação do aço 430A utilizando o modelo de Orowan. Apesar de o sentido de laminação inverter a cada passe em laminadores do tipo Sendzimir, por conveniência, para todos os passes o sentido de laminação foi considerado da direita para esquerda, e por isso a posição dos planos de entrada e saída não sofreram alteração no gráfico da Figura 89.

Percebe-se na Figura 89 que a cada passe de laminação ocorre o aumento da intensidade do pico de pressão e a redução do comprimento do arco de contato. Embora o arco de contato diminua, a espessura também reduz a cada passe e em uma taxa maior, fazendo com que a relação L/h (comprimento do arco de contato sobre a espessura média de laminação do passe) aumente a cada passe. Embora o coeficiente de atrito utilizado na simulação seja constante, percebe-se que a colina fica mais íngreme a cada passe devido ao aumento da relação L/h .

Um resultado similar do comportamento das curvas da colina de fricção passe a passe foi encontrado nas simulações dos modelos de Bland & Ford e Alexander, e é apresentado na Figura 90 e Figura 91.

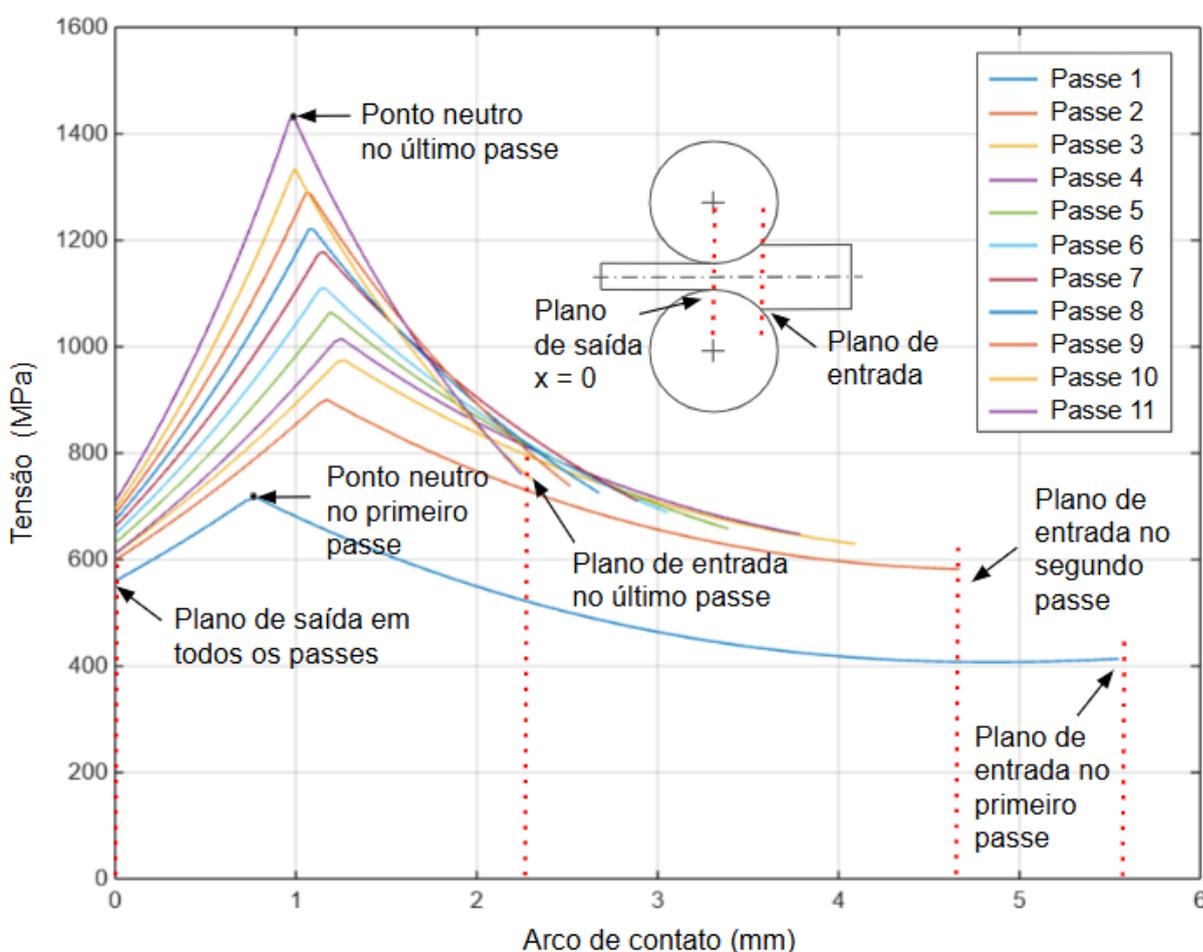


Figura 89 - Colina de fricção para diferentes passes de laminação do aço 430A - Modelo de Orowan.

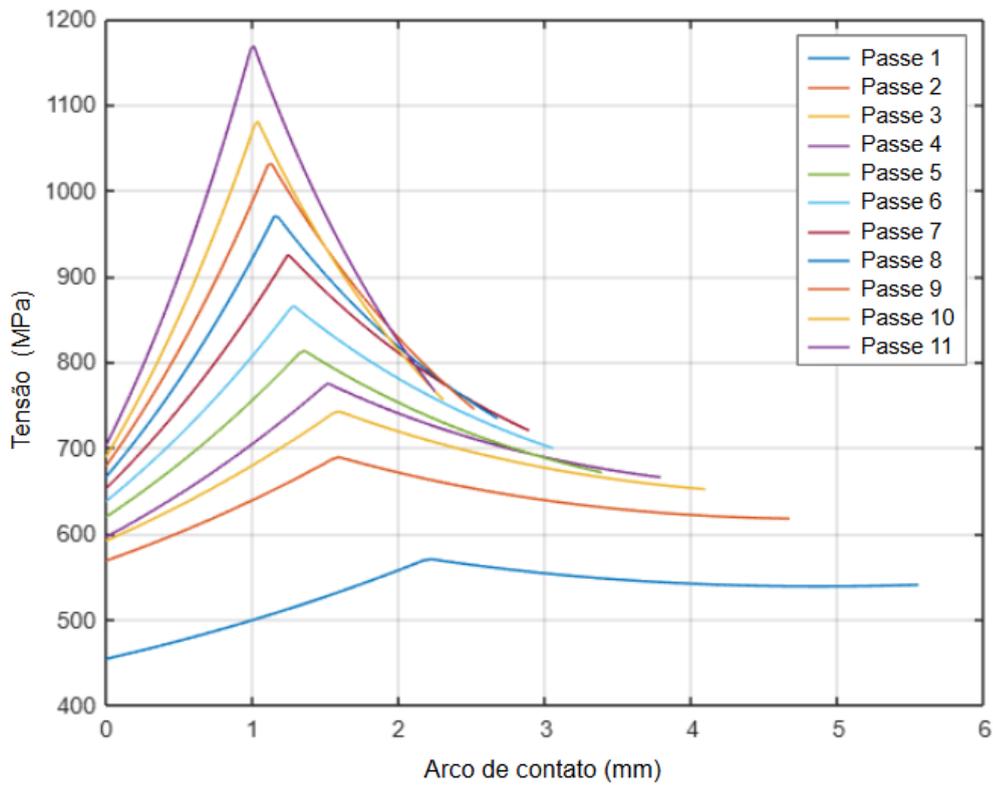


Figura 90 - Colina de fricção para diferentes passes de laminação do aço 430A - Modelo de Bland & Ford.

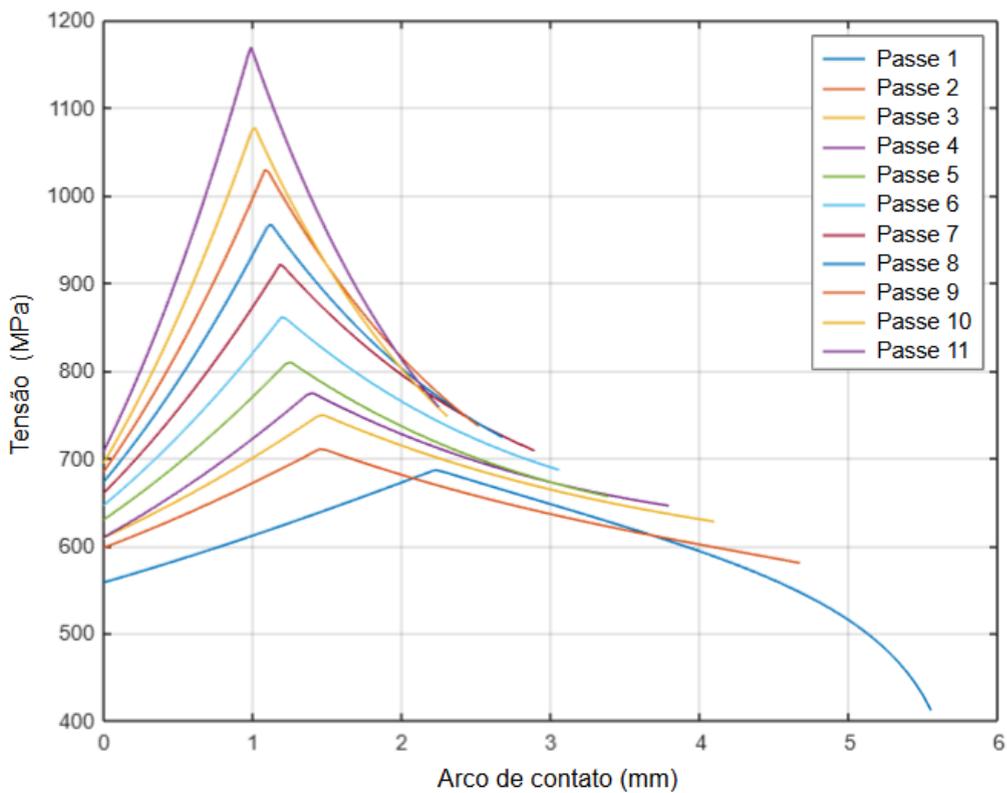


Figura 91 - Colina de fricção para diferentes passes de laminação do aço 430A - Modelo de Alexander.

Na Figura 92 é mostrada a curva da tensão exercida pelo cilindro sobre a chapa, obtida pelo MEF através de um modelo de simulação explícita. Esse resultado equivale à colina de fricção obtida pelos modelos teóricos. Percebe-se que a curva deste modelo possui contornos mais arredondados, sem a presença de um pico agudo no ponto neutro, e ao invés de um único ponto de pico, múltiplos pontos de picos arredondados. Esse resultado corrobora com a informação que os pontos agudos mostrados nos modelos teóricos não são realísticos, sendo o ponto neutro na verdade uma área de contato ao invés de uma linha [14] [70] [17]. O resultado do modelo do MEF também diverge dos modelos teóricos, pois possui mais de um ponto de pico na curva da colina.

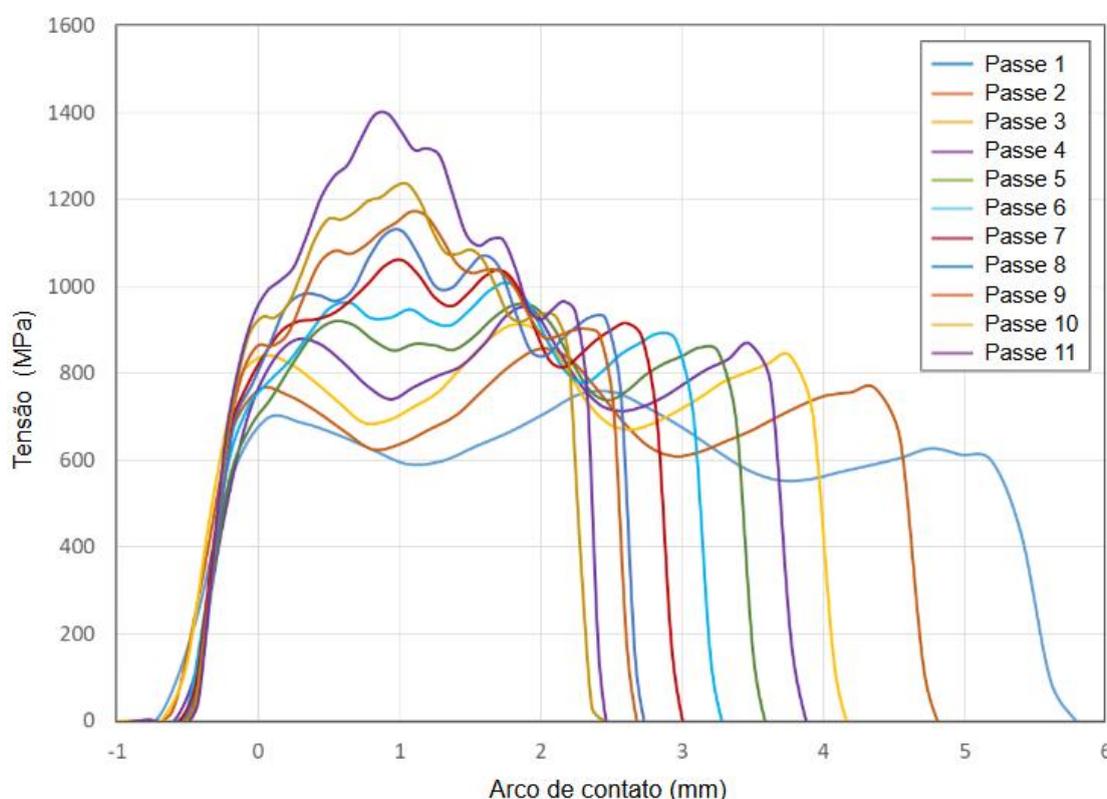


Figura 92 - Colina de fricção para diferentes passes de laminação do aço 430A - MEF explícito.

Na Figura 93 é apresentado o resultado obtido da simulação com o modelo implícito (static). Observa-se uma semelhança entre os resultados do modelo implícito e explícito, porém com contornos menos suaves no modelo implícito, e com a magnitude dos picos de tensão um pouco menores. Para comparar o resultado entre os dois métodos, na Figura 94 foram plotados os resultados de alguns passes, sendo eles: os três primeiros passes e o oitavo passe de laminação, a fim de ilustrar a forma da colina nos passes iniciais e em um passe intermediário próximo ao passe final de laminação.

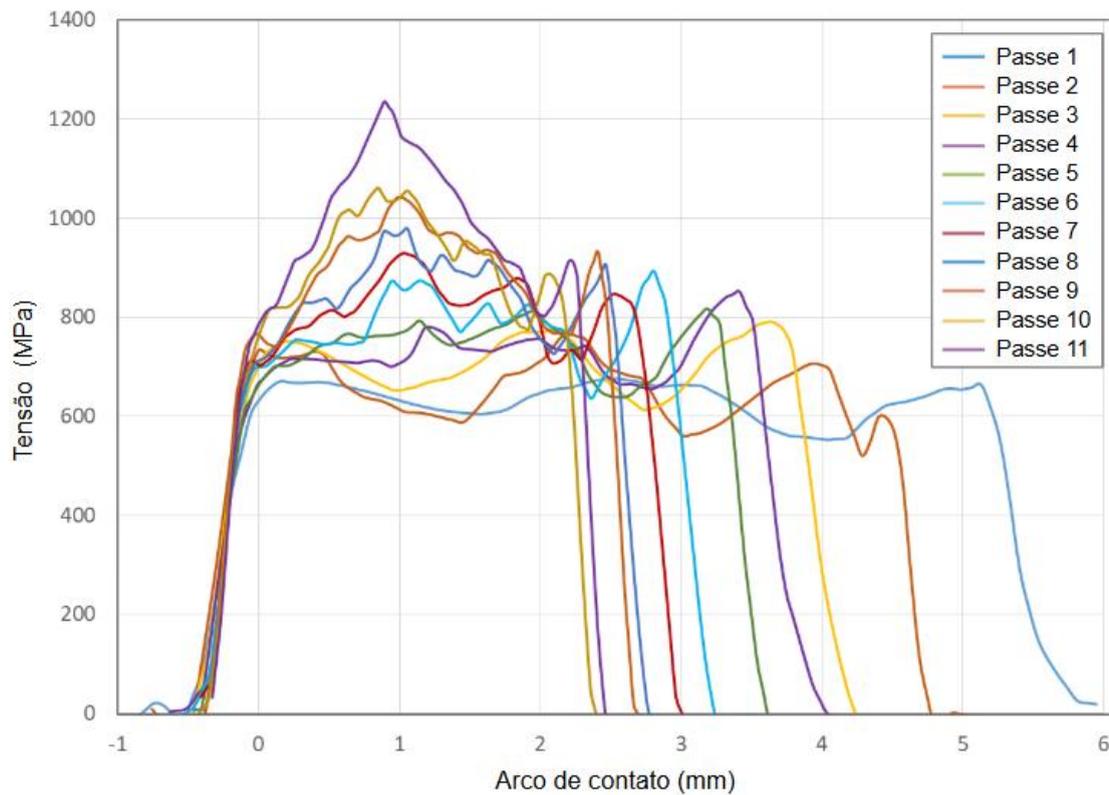


Figura 93- Colina de fricção para diferentes passes de laminação do aço 430A - MEF implícito.

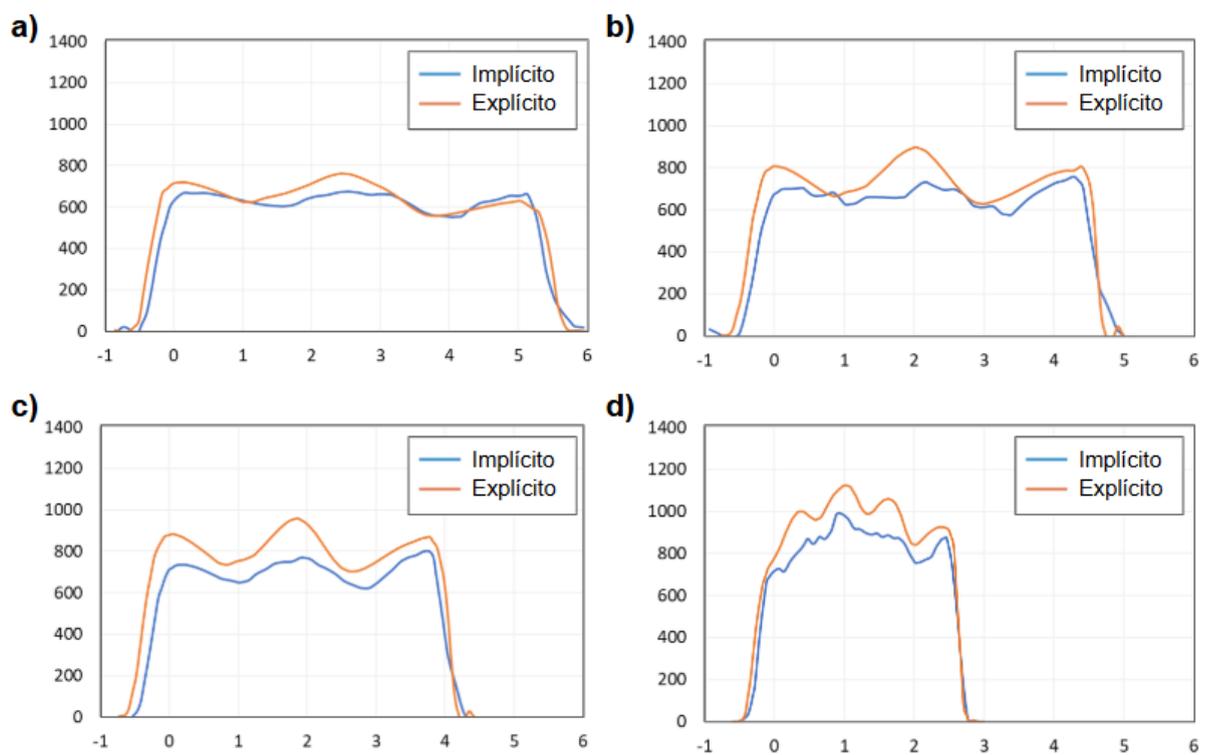


Figura 94 - Colina de fricção obtida pelos métodos implícito e explícito do: a) primeiro, b) segundo, c) terceiro e d) oitavo passe.

Na Figura 95 foram plotados os resultados dos quatro modelos estudados (Orowan, Bland & Ford, Alexander e MEF) para o primeiro, segundo, terceiro e oitavo passe de laminação. Percebe-se que os resultados dos modelos de Bland & Ford e Alexander divergem no primeiro passe, contudo, como a posição do ponto neutro é aproximadamente a mesma (posição do pico de tensão no eixo das abscissas), um deslizamento avante similar é gerado entre estes modelos.

Com o aumento no número de passes, as colinas de fricção dos modelos de Bland & Ford e Alexander se aproximam mais e mais, e tendem a convergir. Como mostrado na Figura 95, a colina de fricção do modelo de Orowan diverge dos demais modelos desde o primeiro passe, e a partir do segundo passe, apresenta uma intensidade de tensão significativamente superior aos demais modelos teóricos. Percebe-se também que no resultado obtido pelo modelo de Orowan o ponto neutro está mais próximo ao plano de saída, e depois se desloca em direção ao plano de entrada, aumentando o valor do deslizamento avante e aproximando este do resultado obtido pelos demais modelos.

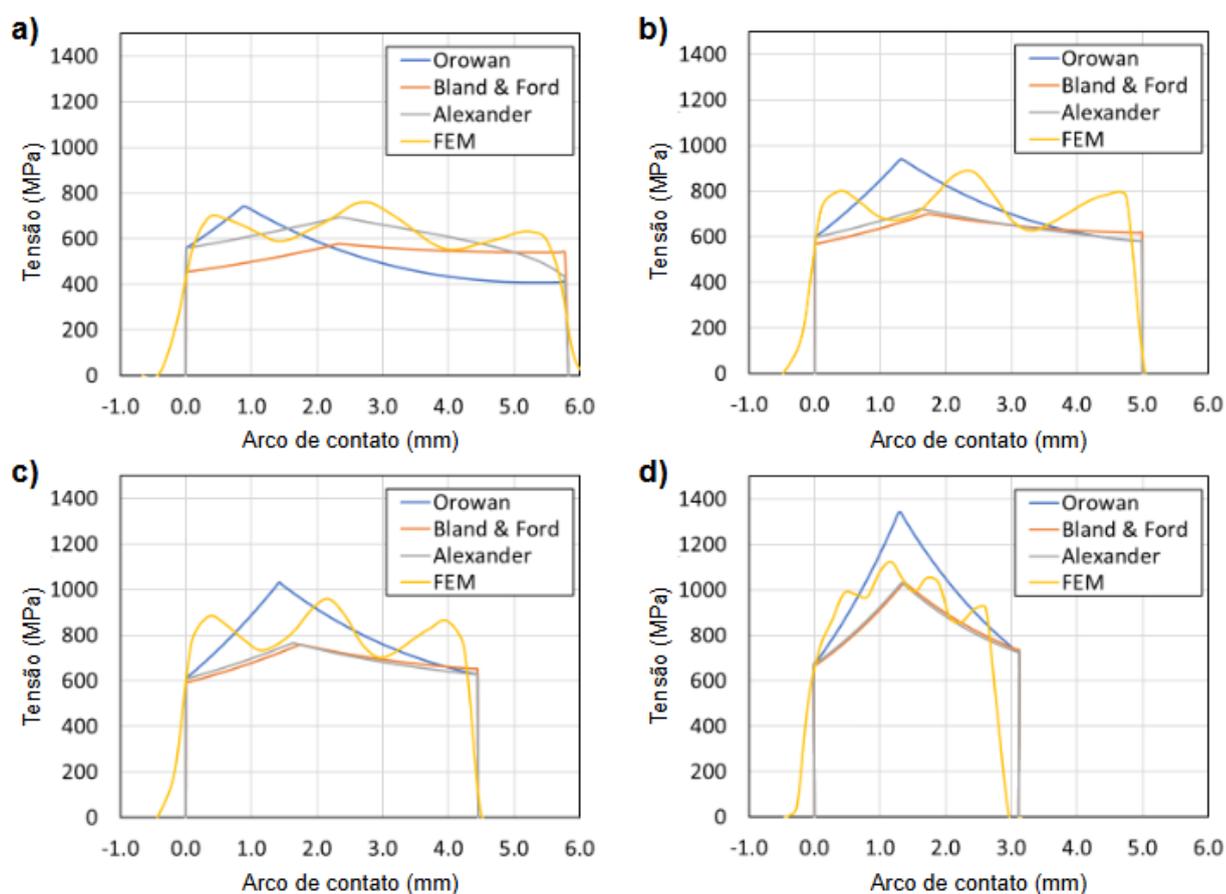


Figura 95 - Colina de fricção obtida pelos modelos de Orowan, Bland & Ford, Alexander e MEF (modelo explícito) para: a) primeiro, b) segundo, c) terceiro e d) oitavo passe.

Nos três primeiros passes mostrados na Figura 95 (a, b e c), três pontos de pico estão presentes no resultado do modelo do MEF (modelo explícito). Um quarto pico é observado no oitavo passe, Figura 95 (d). Nos três primeiros passes de laminação a razão L/h é de ~ 2 , enquanto no oitavo passe essa relação aumenta para ~ 4 uma vez que a espessura média da chapa no passe reduz consideravelmente e o raio deformado do cilindro aumenta. Desta forma, foi constatado que a razão L/h é um fator geométrico que afeta o formato da colina de fricção e consequentemente o padrão de deformação obtido na simulação, promovendo uma deformação no formato de um x (ou múltiplos x's) sobre o arco de contato como mostrado na Figura 96.

Uma investigação mais aprofundada pelo MEF (modelo explícito) mostrou uma correlação entre o número de picos na curva da pressão do cilindro sobre a chapa com o aumento da relação L/h . Embora esse resultado mostre divergência em relação ao encontrado nos modelos teóricos da colina de fricção, uma correlação similar é encontrada em outros modelos como o método “*slip-line field*” [61] onde a deformação segue um padrão em forma de x sobre o punção na conformação, e no qual a quantidade de x's aumenta com o aumento da relação L/h .

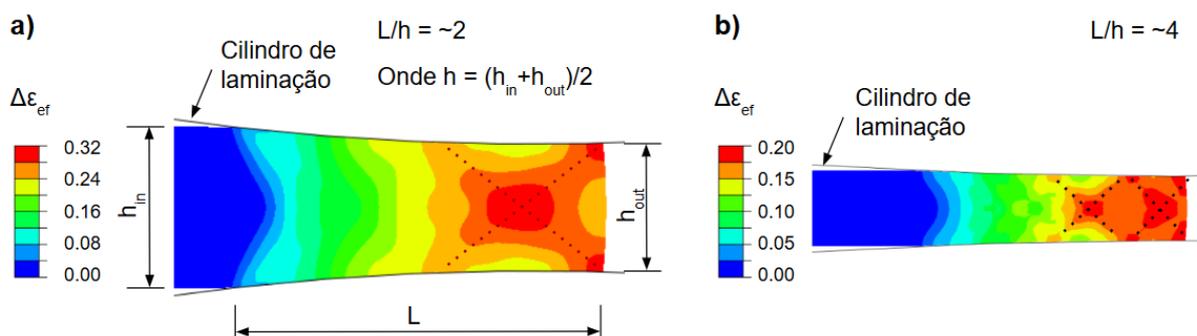


Figura 96 - Efeito da relação L/h no padrão de deformação para: a) $L/h = \sim 2$ e b) $L/h = \sim 4$. Linhas tracejadas representam as zonas de deformação intensa na forma de um X.

Devido a ocorrência de múltiplos pontos de picos, no modelo do MEF o ponto neutro foi obtido pela inversão das forças de fricção (tensões de cisalhamento) para avaliar o deslizamento avante. Os resultados de deslizamento avante e força são mostrados na Figura 97 e Figura 98, respectivamente. Para se ter uma maior exatidão, as forças verticais foram extraídas dos resultados da simulação implícita por meio da integração dos valores de tensão de compressão (tensão vertical) ao longo do arco de contato.

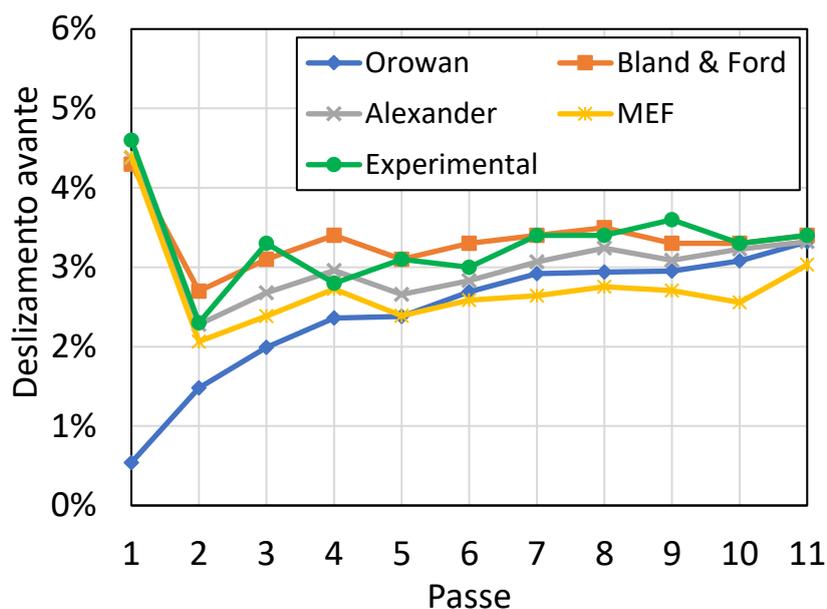


Figura 97 - Comparação dos resultados de deslizamento avante obtidos pelos modelos teóricos, MEF (modelo implícito) e resultado experimental.

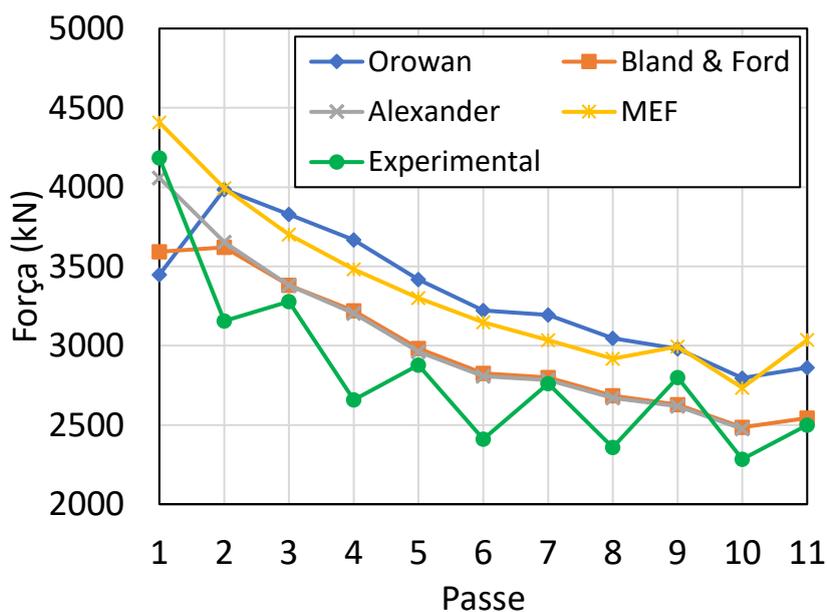


Figura 98 - Comparação dos resultados de força obtidos pelos modelos teóricos, MEF (modelo implícito) e resultado experimental.

Na Tabela 16 e Tabela 17 são apresentados os resultados de erro absoluto do deslizamento avante e erro relativo da força obtidos pela simulação quando comparados aos resultados experimentais obtidos da laminação da bobina 206767F8000B no N° 4. Os modelos de Bland & Ford e Alexander foram aqueles que apresentaram os menores erros de deslizamento avante e força calculados quando comparado aos resultados experimentais.

Tabela 16 - Erro absoluto do deslizamento avante calculado utilizando diferentes modelos.

| Passe | Modelos | | | |
|--------------------|---------|--------------|-----------|------------------|
| | Orowan | Bland & Ford | Alexander | MEF ¹ |
| 1 | 4,1% | 0,3% | 0,2% | 0,2% |
| 2 | 0,8% | 0,4% | 0,0% | 0,2% |
| 3 | 1,3% | 0,2% | 0,6% | 0,9% |
| 4 | 0,4% | 0,6% | 0,2% | 0,1% |
| 5 | 0,7% | 0,0% | 0,4% | 0,7% |
| 6 | 0,3% | 0,3% | 0,2% | 0,4% |
| 7 | 0,5% | 0,0% | 0,3% | 0,8% |
| 8 | 0,5% | 0,1% | 0,2% | 0,6% |
| 9 | 0,7% | 0,3% | 0,5% | 0,9% |
| 10 | 0,2% | 0,0% | 0,1% | 0,7% |
| 11 | 0,1% | 0,0% | 0,1% | 0,4% |
| Média ² | 0,9% | 0,2% | 0,3% | 0,5% |

¹Modelo implícito.²Média dos erros absolutos de todos os passes.

Tabela 17 - Erro relativo da força calculada utilizando diferentes modelos.

| Passe | Modelos | | | |
|--------------------|---------|--------------|-----------|------------------|
| | Orowan | Bland & Ford | Alexander | MEF ¹ |
| 1 | -17,6% | -14,1% | -3,0% | 5,3% |
| 2 | 26,3% | 14,7% | 15,7% | 26,5% |
| 3 | 16,7% | 3,1% | 3,1% | 12,9% |
| 4 | 37,9% | 21,1% | 20,5% | 31,0% |
| 5 | 18,8% | 3,6% | 2,9% | 14,7% |
| 6 | 33,6% | 17,2% | 16,5% | 30,6% |
| 7 | 15,6% | 1,4% | 0,8% | 9,9% |
| 8 | 29,2% | 13,9% | 13,3% | 23,7% |
| 9 | 6,5% | -6,1% | -6,5% | 7,0% |
| 10 | 22,4% | 8,8% | 8,4% | 19,7% |
| 11 | 14,4% | 1,8% | 1,4% | 21,5% |
| Média ² | 18,5% | 5,9% | 6,6% | 18,4% |

¹Modelo implícito.²Média dos erros relativos de todos os passes.

Deve-se ressaltar que os erros encontrados no cálculo da força podem estar associados a outros fatores além das simplificações empregadas nos modelos matemáticos e de simulação, dentre eles:

- a) Variação da curva de fluxo utilizada na simulação, obtida por ensaios de laboratório (baixas taxas de deformação), em relação a curva real em condições industriais de processo (altas taxas de deformação).
- b) Variação das propriedades mecânicas da chapa utilizada para realização dos ensaios de laboratório em relação a chapa utilizada na laminação industrial.
- c) Incerteza dos valores de força indicados pelo laminador industrial.

Sendo o modelo de Bland & Ford o que apresentou menores desvios em relação aos resultados experimentais, este foi selecionado para realizar o estudo estatístico mais refinado do comportamento do coeficiente de atrito em cada passe.

4.4 Estudo estatístico do coeficiente de atrito típico do processo de laminação a frio do aço AISI 430 no laminador Sendzimir N° 4

Dados de 60 bobinas produzidas no laminador N°4 da Aperam em 2023 foram coletadas, subdivididas em grupos por aço e espessura final conforme mostrado na Tabela 18, onde h_0 e h_f representam as espessuras iniciais e finais, e w a largura média da bobina. Conforme apresentado no Item 4.3, o modelo de Bland & Ford foi aquele que se mostrou mais adequado para a análise do deslizamento avante e força no estudo preliminar realizado com os dados de processo da UM 206767F8000B, e por isso este foi selecionado para a realização desta etapa.

Tabela 18 - Informações gerais do lote de 60 bobinas produzidas em 2023 e utilizadas nas simulações.

| Aço | h_0 (mm) | h_f (mm) | w (mm) | ϵ^1 | N° de passes ² | Quant. amostras |
|------|---------------|---------------|-------------|--------------|------------------------------|--------------------|
| 430A | 3,0 | 0,4 | 1.220 | 2,01 | 11 | 10 |
| | 3,5 | 0,5 | 1.320 | 1,95 | 11 | 10 |
| | 4,0 | 0,6 | 1.275 | 1,90 | 11 | 10 |
| 430F | 3,6 | 0,4 | 1.305 | 2,20 | 12 | 10 |
| | 3,6 | 0,5 | 1.309 | 1,97 | 11 | 10 |
| | 4,1 | 0,6 | 1.305 | 1,92 | 11 | 10 |

¹Deformação total

²Quantidade total de passes de laminação realizados

Ao contrário do método utilizado no Item 4.3, o coeficiente de atrito foi estimado em cada passe de cada bobina de forma interativa. Como o deslizamento avante é uma variável muito sensível ao coeficiente de atrito, este foi utilizado para ajustar o resultado calculado pelo modelo teórico ao resultado experimental.

Na Figura 99 é apresentado o coeficiente de atrito médio obtido da simulação do modelo de Bland & Ford. Percebe-se que as curvas para as diferentes espessuras se sobrepõem em alguns passes, e mostram uma tendência de aumento no segundo passe, se mantendo aproximadamente estável até o passe final. Esse comportamento diverge daquele observado nos parâmetros de rugosidade do material mostrados na Figura 85 e Figura 86, no qual a rugosidade diminui progressivamente até os passes intermediários, e depois se mantém aproximadamente constante.

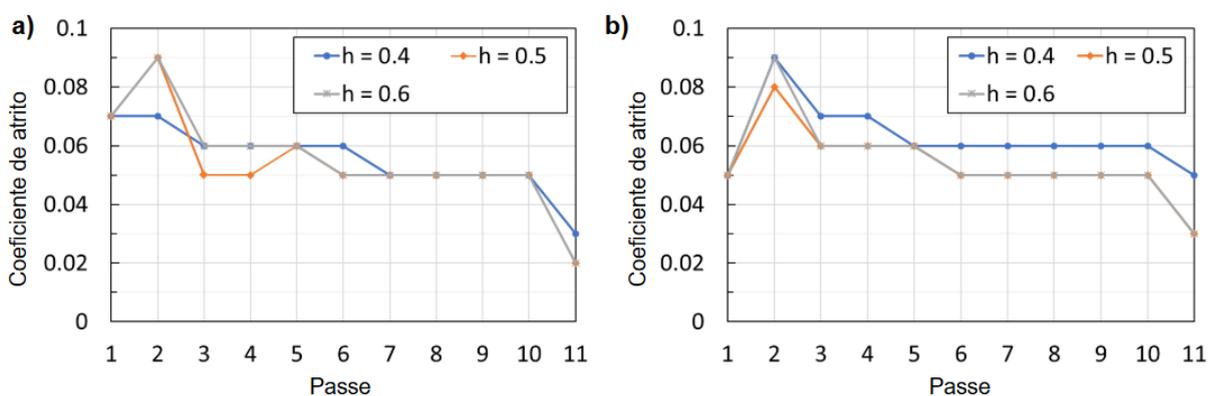


Figura 99 - Evolução do coeficiente de atrito médio para diferentes espessuras para: a) 430A e b) 430F.

Na Tabela 19 é apresentado o erro médio absoluto (média de todos os passes) obtidos no cálculo do deslizamento avante a partir do coeficiente de atrito utilizado nas simulações e mostrados na Figura 99. Devido ao baixo valor de erro absoluto encontrado, variando entre 0,1% e 0,3%, os valores de coeficiente de atrito encontrados foram considerados adequados para o cálculo do plano de passes para laminação a frio do aço AISI 430, permitindo um cálculo mais preciso do deslizamento avante, proporcionando assim um melhor sincronismo do laminador, e uma melhor previsão da condição crítica para ocorrência do defeito derrapagem.

Tabela 19 - Erro absoluto obtido no cálculo do deslizamento avante a partir dos resultados industriais da laminação das tiras do aço AISI 430.

| Steel | Espessura final | Erro médio absoluto do deslizamento avante | Erro relativo da força |
|-------|-----------------|--|------------------------|
| 430A | 0,4 | 0,3% | 13,1% |
| | 0,5 | 0,2% | 12,5% |
| | 0,6 | 0,2% | 11,9% |
| 430F | 0,4 | 0,2% | 12,2% |
| | 0,5 | 0,2% | 11,1% |
| | 0,6 | 0,1% | 12,0% |

5 DISCUSSÃO

5.1 Caracterização das curvas de fluxo dos aços 430A e 430F

Os resultados de ambos os ensaios empregados na pesquisa se adequaram bem ao modelo de Swift pelo método de regressão não linear, com coeficientes de determinação R^2 entre 0,948 e 0,980, sendo o ajuste levemente melhor para os resultados obtidos pelo ensaio Ford. Outros modelos de curvas de fluxo, como o de Hollomon e Ludwik, também foram avaliados e se mostraram adequados para a representação da curva de fluxo do material.

O resultado obtido entre os dois métodos de ensaio, em termos de microestrutura e curvas de fluxos, foi similar. Esse resultado pode ser atribuído aos seguintes fatores:

- i. Similaridade das linhas de fluxo de deformação (linhas de escorregamento) entre os dois métodos, conforme ilustrado na Figura 100. Por eventualidade, a relação L/h (comprimento de contato do punção ou do cilindro sobre a espessura) entre os dois métodos foi aproximado.
- ii. Pouca influência do trabalho redundante no ensaio Ford e na laminação, visto que não foi percebido em termos de microestrutura uma deformação heterogênea significativa entre a superfície e a região central da amostra, como mostrado na Figura 77 e Figura 78. Esse resultado foi possível pela realização dos ensaios em diversos estágios, e por ter sido feita a limpeza e relubrificação durante cada etapa dos ensaios.

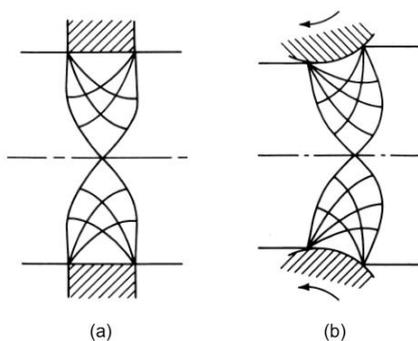


Figura 100 - Similaridade do fluxo de deformação entre os processos de: a) conformação e b) laminação [61].

Os resultados plotados na Figura 75 são referentes a tensão de escoamento para uma deformação plástica de 0,2% obtida pelo ensaio de tração das amostras laminadas a frio. Inicialmente, para maior exatidão dos valores de tensão de escoamento, optou-se em utilizar os valores de tensão na região de transição entre o regime elástico e plástico obtidos nos resultados do ensaio de tração. Contudo, foi observado que:

- a) para o material com algum nível de deformação (amostras laminadas), a região de comportamento elástico não foi perfeitamente linear, dificultando a identificação da transição linear e não linear da curva de tensão obtida pelo ensaio de tração;
- b) ao se utilizar valores próximos à transição linear-não linear, os resultados de limite de escoamento apresentaram um valor significativamente inferior aos obtidos pelo ensaio Ford. É possível que este comportamento tenha alguma relação com o efeito Bauschinger [98], sendo requerido estudos complementares para investigação desta suposição.

Conclui-se que ambos os ensaios se mostraram adequados para se estabelecer as curvas de fluxo do material. Do ponto de vista operacional, o ensaio Ford se mostrou mais vantajoso, por exigir uma quantidade menor de amostras, não sendo necessário realizar a preparação de diferentes corpos de prova para cada valor de deformação a ser ensaiado, e pela maior facilidade de execução.

5.2 Evolução da superfície devido a laminação

Esta etapa teve como objetivo avaliar a evolução das propriedades de rugosidade e dureza da superfície a cada passe de laminação. Os resultados de Ra, Rt e Rz mostraram uma redução significativa da rugosidade nos primeiros passes de laminação, e uma estabilização nos passes seguintes. A análise do parâmetro de assimetria de distribuição ou “*skewness*” mostrou que, este comportamento está associado em um primeiro momento ao desgaste e deformação das asperidades, promovendo uma superfície com mais vales que picos após os passes iniciais de laminação, e posteriormente, a superfície evolui para uma distribuição aproximadamente normal.

Na Figura 83 e Figura 84 são mostradas as transformações da superfície por meio de microscopia óptica, onde se observa a diminuição significativa das microcavidades provenientes do processo de decapagem mecânica, especialmente após os passes iniciais de laminação, sendo este resultado concordante com os encontrados na literatura [65] [66] [67].

O comportamento da dureza encontrado foi similar ao comportamento da plasticidade do material mostrado nas curvas de fluxo da Figura 74 e Figura 75, apresentando uma tendência de encruamento com fator $n \approx 0,2$. Conforme reportado na literatura, este comportamento é coerente com o de diversos metais onde a microestrutura e deformação da superfície são uniformes e representam o restante do material conformado [14] [70].

5.3 Comparação dos modelos teóricos das colinas de fricção

Esta etapa teve como objetivo comparar diferentes modelos de colina de fricção, utilizando dados de processo industrial de uma bobina do aço 430A laminada a frio no laminador N° 4 da ASA. O estudo teve como objetivo: a) mostrar o comportamento da colina de fricção em cada passe, b) comparar os resultados de deslizamento avante e força de cada modelo com os resultados experimentais, c) comparar os resultados obtidos pelos modelos teóricos e pelo MEF e d) identificar o modelo mais adequado para fins industriais (laminação do aço AISI 430 em laminadores do tipo Sendzimir). Deve-se ressaltar que, este estudo não foi encontrado na literatura, e portanto, não havia consenso sobre qual modelo seria o mais adequado para esta finalidade.

O coeficiente de atrito inicialmente estimado para a simulação dos modelos foi determinado com base em um método experimental. A partir das medições realizadas de torque, força e deslizamento avante em bobinas previamente produzidas, foi obtido o valor de coeficiente de atrito médio de 0,1. Embora o coeficiente de atrito utilizado nas simulações tenha sido constante, percebeu-se um aumento progressivo na magnitude da colina de fricção a cada passe. Este comportamento foi explicado no Capítulo 4.3, e está relacionado ao fator geométrico L/h (comprimento do arco de contato sobre a espessura) já explorado na literatura em outros modelos como o de linhas de escorregamento (“*slip-line field*”) [14] [61] [70].

Embora a relação L/h não esteja explícita nas equações constitutivas dos modelos utilizados, esta pode ser associada ao fator R/h (modelos de Bland & Ford e Alexander), e D/h (modelo de Orowan), através da relação de R e L mostrado na Equação (60). Como o valor do raio do cilindro deformado R tende a aumentar a cada passe e a espessura da chapa h a diminuir, a relação R/h aumenta, causando o aumento do gradiente da curva da colina de fricção a cada passe. Portanto, assim como L/h , a relação R/h atua com um fator que potencializa a influência da geometria no cálculo da colina de fricção.

Simulações realizadas pelo autor mostraram que o deslizamento avante possui grande sensibilidade ao coeficiente de atrito. Embora a condição da superfície da chapa e do cilindro sofram variações entre os passes no processo de laminação a frio do aço AISI 430 na ASA, os resultados obtidos com o uso de um coeficiente de atrito constante de $\mu=0.1$ se mostraram razoáveis com base nos dados de processo da UM 206767F8000B. Com base neste resultado, supõe que o lubrificante e as condições de laminação utilizadas possuem um papel relevante na condição tribológica do contato cilindro-chapa durante a laminação.

A partir do 2º passe, os modelos de colina de fricção de Bland & Ford e Alexander tendem a convergir e embora no 1º passe a curva da colina destes modelos seja divergente, a posição do ponto neutro no arco de contato é similar, e conseqüentemente, o deslizamento avante. Para o processo da bobina analisada, o modelo de Bland & Ford foi o que apresentou menor erro no resultado do deslizamento avante calculado, embora o modelo de Alexander seja quase equivalente.

A partir dos resultados preliminares, ambos os modelos de Bland & Ford e Alexander foram considerados adequados para um estudo mais aprofundado, considerando uma base maior de dados e com o refinamento do valor do coeficiente de atrito nas simulações. Deve-se ressaltar que a utilização destes modelos foi considerada adequada para o processo de laminação a frio estudado nesse trabalho, que consiste na laminação a frio do aço AISI 430 em um laminador do tipo Sendzimir. Sabe-se que para aplicações distintas, como por exemplo a laminação de encruamento, outros modelos devem ser avaliados.

5.4 Simulação pelo MEF

Para o modelo do MEF, as seguintes simplificações foram usadas, o que permitiu reduzir consideravelmente o esforço computacional:

- a) Devido à condição de estado plano de deformação na laminação, os modelos utilizados foram bidimensionais (2D);
- b) A condição de simetria no plano XZ foi empregada no plano situado no centro da espessura da chapa;
- c) O raio do cilindro foi considerado rígido e a geometria foi ajustada pela equação de Hitchcock [95];
- d) O coeficiente de atrito foi considerado constante ao longo do arco de contato.

Além disso, testes de convergência permitiram estabelecer o tamanho de malha requerida e o comprimento ideal da chapa para a realização das simulações sem perda de exatidão nos resultados. O método descrito no Capítulo 3.3, cujos resultados são apresentados no capítulo 4.3, se mostrou satisfatório para o presente estudo. A utilização de modelos mais sofisticados foi avaliada, contudo com um considerável grau de complexidade, como será descrito a seguir.

Pretendia-se simular a condição reversível de laminação, no qual a cada passe o sentido de rotação do cilindro e a direção de laminação é invertida. Contudo, as seguintes condições dificultaram a simulação nessa condição: a) necessidade de refinar a malha entre os passes

devido à redução de espessura e b) ajustar o raio do cilindro devido a sua deformação elástica ser diferente em cada passe. Para simular essas condições, os seguintes testes foram realizados:

- i. Simulação com o uso de modelos explícito e implícito, com o recurso de reversão em cada passe, e com uma malha refinada desde o primeiro passe compatível com o tamanho de elemento requerido nos passes finais. Para este teste não foi realizado a correção do diâmetro do cilindro em cada passe;
- ii. Modelo explícito utilizando diferentes geometrias de cilindro para cada passe de laminação, de forma que o diâmetro seria ajustado ao respectivo passe, como mostrado na Figura 101 (a);
- iii. Modelo explícito com o cilindro deformável como mostrado na Figura 101 (b), utilizando uma geometria deformável na região próxima à superfície do cilindro e um núcleo rígido;
- iv. Simulação explícita importando os resultados da simulação do passe anterior, de forma a permitir a alteração do cilindro e o refino da malha da peça chapa para o passe seguinte, como mostrado na Figura 102.

Todas estas estratégias apresentadas se mostraram complexas e suscetíveis a erros durante a simulação como: “*Excessive distortion*”, “*negative eigenvalues*”, “*solver problem*” e “*numerical singularity*”. Alguns ajustes foram testados nos modelos, como alteração do incremento de tempo (“*time step*”), aumento da quantidade de tentativas (“*number of attempts*”), uso do recurso “*Adaptative Mesh*” e alteração do método “*General Static*” para “*Dynamic Static*”, contudo sem sucesso.

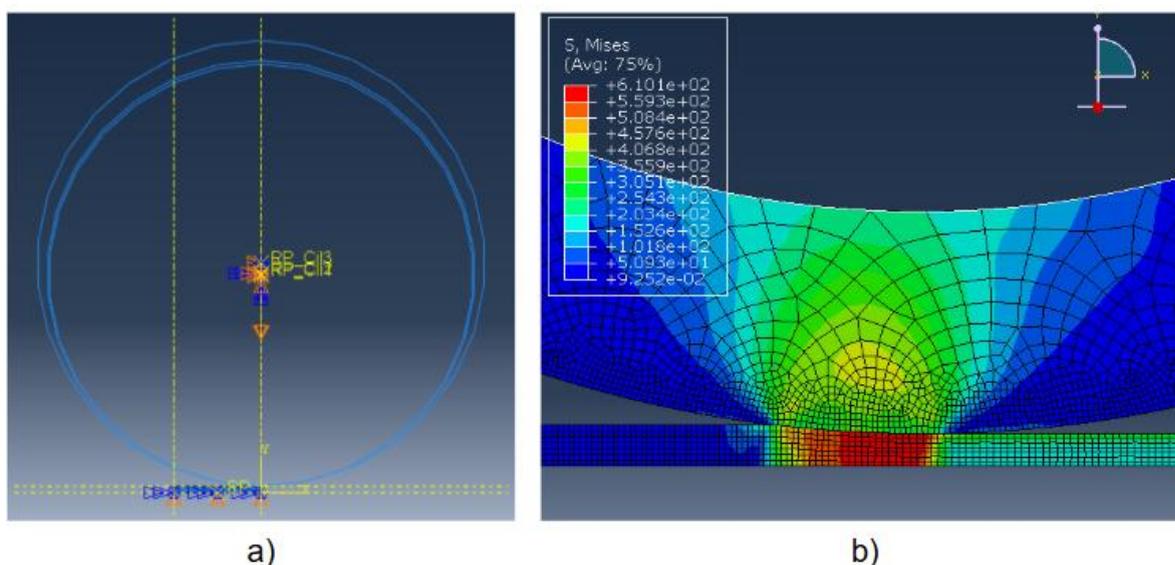


Figura 101 - Simulação com: a) diferentes geometrias de cilindro e b) cilindro com anel externo deformável.

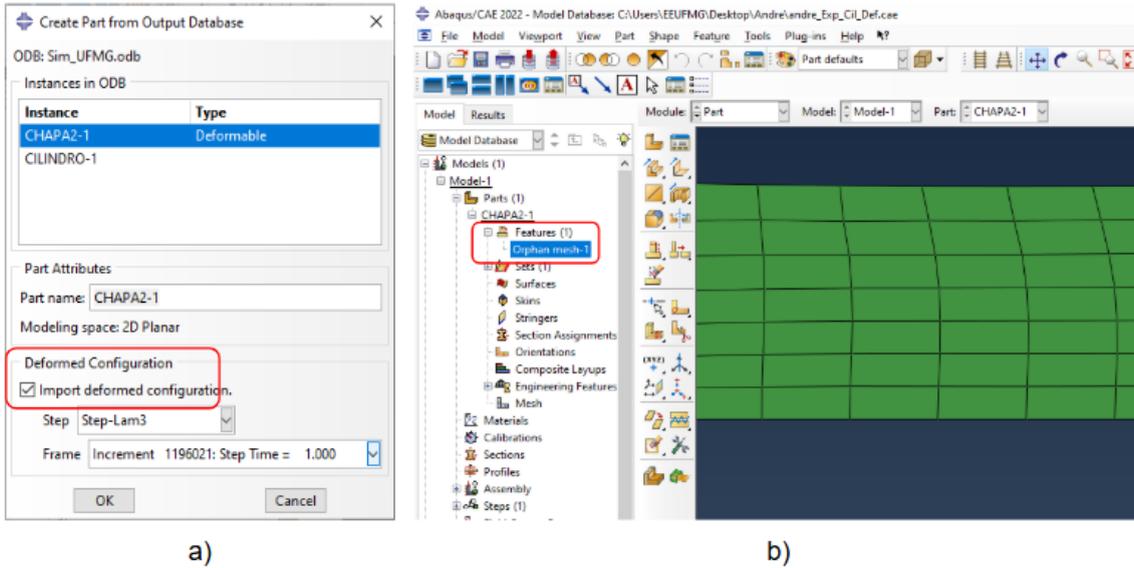


Figura 102 - Importação dos resultados da simulação do passe anterior.

Na Figura 103 é mostrado, como exemplo, o resultado da simulação dos três primeiros passes com o método explícito, e com a utilização do cilindro rígido e com o anel externo deformável. Cada etapa da simulação (“step”) utilizou um intervalo de tempo de um segundo (compressão e laminação de cada passe), totalizando um tempo total de seis segundos. Percebe-se que a partir do segundo step (laminação do 1º passe entre 1 e 2 s), o resultado obtido com o modelo de cilindro deformável começa a apresentar uma instabilidade, que se intensifica nos próximos passos da simulação.

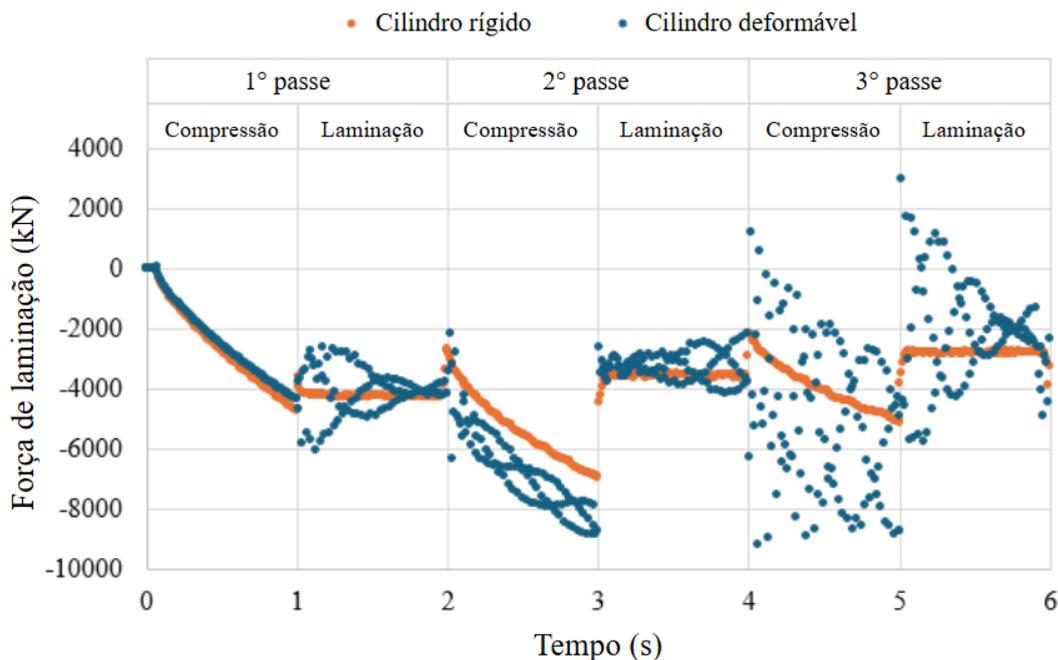


Figura 103 - Resultados de força de laminação em função do tempo para simulação com o cilindro rígido e deformável.

Para a opção de importar os resultados da chapa da simulação anterior, percebeu-se que apenas a malha foi importada (“*orphan mesh*”), sem o histórico de tensões e deformações residuais. O refinamento da malha no passo seguinte ao utilizar este recurso se mostrou limitado e mais complexo, devido à necessidade de editar a malha órfã importada.

De forma geral, os resultados obtidos pelo modelo implícito foram similares aos obtidos com o modelo explícito, com alguma diferença na intensidade da tensão da colina de fricção como mostrado no Capítulo 4.3. Para a realização de estudos preliminares e de tendência, o autor sugere o uso do modelo explícito devido ao menor custo computacional e facilidade de execução da simulação.

5.5 Estudo estatístico do coeficiente de atrito típico do processo de laminação a frio

Esta etapa teve como objetivo:

- i. Testar o modelo da colina de fricção de Bland & Ford a partir dos dados de processo de 60 bobinas produzidas na ASA, a fim de validar a adequação deste modelo para a utilização no processo de laminação a frio do aço AISI 430 em laminadores do tipo Sendzimir;
- ii. Refinar os valores inicialmente arbitrados de coeficiente de atrito a partir dos resultados experimentais de deslizamento avante.

No processo de laminação a frio de bobinas de aço AISI 430 na ASA utilizam-se dois tipos de cilindro de laminação: um de desbaste e um de acabamento. De forma geral, o cilindro de acabamento é utilizado apenas no passo final. Ambos os cilindros de desbaste e acabamento são de aço rápido fundido (HSS), e são retificados após o seu uso em cada bobina.

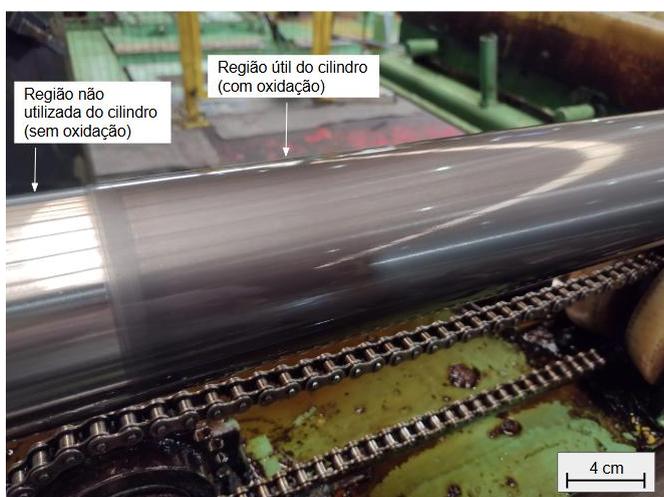


Figura 104 - Superfície do cilindro com aspecto de oxidação.

Após o uso, especialmente o cilindro de desbaste apresenta um aspecto de oxidação em sua superfície útil devido ao aquecimento como mostrado na Figura 104. Medições realizadas antes e após o uso do cilindro indicam que este desgaste não afeta de forma significativa a sua dureza e rugosidade.

Em função das mudanças nas propriedades mecânicas e da superfície da chapa, condições de laminação e refrigeração de cada passe, e mudança de temperatura da chapa e do cilindro, esperava-se que estas condições pudessem gerar alguma variação no coeficiente de atrito. Por isso, dois métodos foram testados buscando refinar o valor inicialmente arbitrado de coeficiente de atrito:

- i. Ajustar o coeficiente de atrito buscando a convergência entre a força calculada e a experimental;
- ii. Ajustar o coeficiente de atrito buscando a convergência entre o deslizamento avante calculado e o experimental.

A utilização da força para ajuste do coeficiente de atrito apresentou resultados incoerentes para o processo de laminação a frio, variando desde valores negativos a valores muito altos como 0,4. Para a utilização deste método, ajustes na curva de fluxo do material seriam requeridos como realizado por Poursina et al [8] e ilustrado na Figura 53, o que tornaria o método mais complexo e questionável.

Ao testar a convergência pelo deslizamento avante, percebeu-se que esta variável é muito sensível ao coeficiente de atrito, tornando-a adequada para o ajuste da convergência entre o resultado calculado e experimental. Pelo modelo de Bland & Ford ser um modelo analítico, foi possível utilizar uma planilha do Google Sheets para a realização das simulações e testes de convergência. Na Figura 105 é mostrado o exemplo de uma simulação.

Os valores de coeficiente de atrito mostrados na Figura 105 (a) foram estimados de forma interativa visando a convergência do deslizamento avante como mostrado na Figura 105 (c). Após a definição do coeficiente de atrito, foi possível obter de forma discreta a colina de fricção de cada passe de laminação como mostrado na Figura 105 (b), e os valores de força de laminação para cada passe como mostrado na Figura 105 (d).

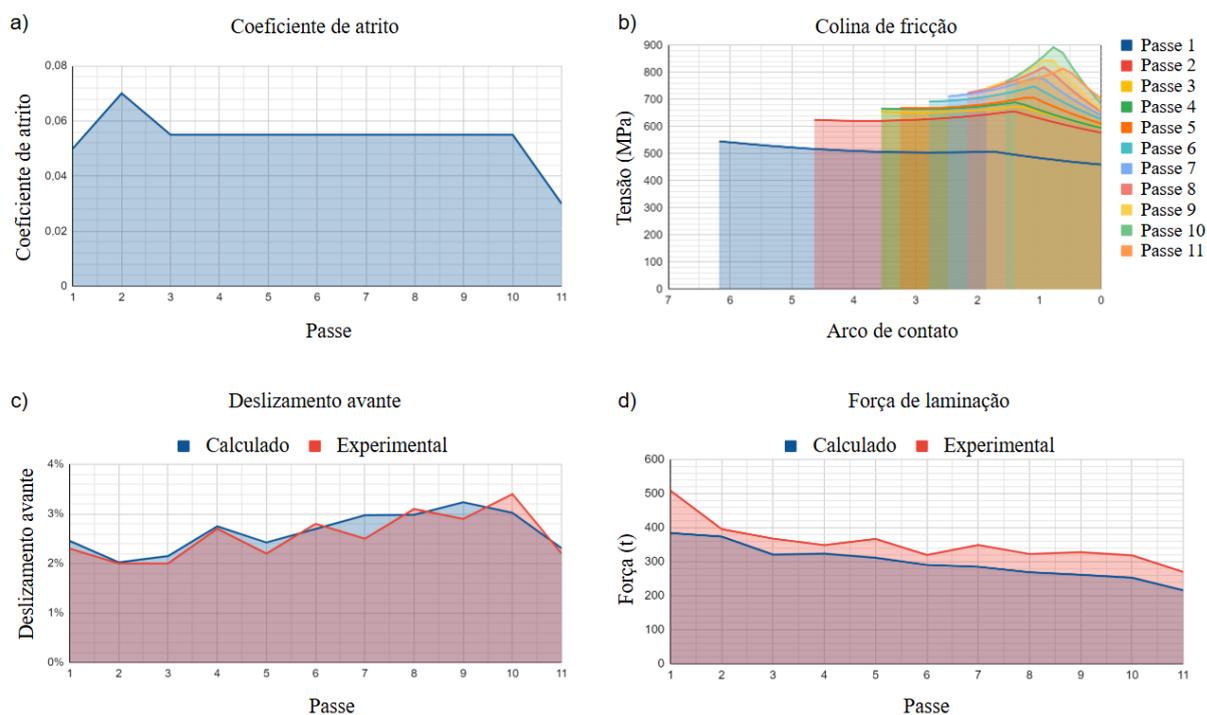


Figura 105 - Exemplo da simulação da bobina 301541I2000B - Aço 430A, espessura final de 0,4mm.

Com a utilização deste método e dados de processo das 60 bobinas, foi possível ter uma visão geral do comportamento do coeficiente de atrito médio no processo de laminação do aço AISI 430 nas principais espessuras laminadas a frio na ASA. Pelos resultados, foi possível observar que o coeficiente de atrito apresentou uma tendência de aumento no 2º passe, como mostrado na Figura 99. Não foi possível correlacionar este fenômeno apenas com a evolução da superfície da chapa e da colina de fricção, sendo necessário uma investigação das condições tribológicas que não foram contempladas nos modelos matemáticos estudados nesta pesquisa, como a influência da velocidade de laminação, temperatura da chapa, cilindro e do lubrificante.

De uma forma geral observou-se nos resultados uma queda do coeficiente de atrito no último passe. Isso ocorre de forma condizente com a troca do cilindro de desgaste por um de menor rugosidade (cilindro de acabamento). Testes mostraram que o deslizamento avante é uma variável muito sensível ao coeficiente de atrito, sendo esta variável mais adequada para aferição do coeficiente de atrito. Para os materiais e processos estudados, a metodologia utilizada neste trabalho proporcionou um erro médio do deslizamento avante calculado de até 0,3%, e da força média calculada de até 13%.

O erro encontrado no cálculo da força pode estar associado a diferentes fatores, como por exemplo a variação das propriedades mecânicas do lote de chapas amostrado, ou devido a influência da taxa de deformação na resistência do material da chapa. Este último não foi

explorado devido a indisponibilidade de recursos para realização de ensaios para diferentes taxas de deformação compatíveis com as empregadas na laminação a frio na ASA.

5.6 Importância do deslizamento avante para a laminação a frio

Neste capítulo será discutido a relação do deslizamento avante com a geração ou eliminação de defeitos superficiais na chapa no processo industrial, sendo eles:

- Eliminação de microcavidades;
- Geração de micro arranhões;
- Derrapagem;
- Arranhões térmicos.

5.6.1 Eliminação de microcavidades

A eliminação das microcavidades da chapa, conforme discutido no Capítulo 2.3.10, está associada ao mecanismo MPHL (microplástico-hidrodinâmico) no qual busca-se remover o óleo aprisionado nos vales das asperidades da superfície da chapa durante a laminação como ilustrado na Figura 46. Conforme estudos recentes [11] [10], a utilização de um deslizamento avante ideal permite otimizar a remoção do óleo aprisionado nas microcavidades, permitindo assim a recuperação da superfície com uma menor quantidade de passes. A utilização desta técnica é relevante para processos em que se realiza poucos passes de laminação, como relaminações ou processos de laminação a frio em que se tem uma pequena redução a frio ($r \approx 40\%$), e no qual a receita de laminação é feita com três ou quatro passes.

Conforme mostrado na Figura 83 e Figura 84, sem a utilização de uma estratégia de otimização do deslizamento avante e do mecanismo MPHL, três passes de laminação geralmente são insuficientes para eliminação dos defeitos superficiais provenientes da chapa. Por isso, na ASA, geralmente objetiva-se reduções de engenharia mínimas de 75% para produtos com requisitos estéticos e de brilho na superfície da chapa, pois, pequenas reduções não seriam suficientes para eliminar as microcavidades na superfície, e conseqüentemente, não atenderiam o brilho desejado.

Para reduções de engenharia superiores a 75%, os planos de passes de laminação são gerados com entre 8 a 12 passes, permitindo assim eliminar completamente as imperfeições na superfície mesmo sem um planejamento prévio do valor desejado de deslizamento avante no

processo de laminação. Contudo, a utilização de muitos passes de laminação, embora permita melhorar a recuperação da superfície, possui algumas desvantagens, dentre elas:

- i. Altas reduções promovem a deterioração da borda do material devido as altas deformações, promovendo a geração e desprendimento de partículas da borda da bobina como mostrado na Figura 106 (a). Inspeções realizadas durante a laminação mostraram que nos passes finais, no qual as reduções são altas, a geração das partículas se intensifica. Uma vez geradas, as partículas que se desprenderam dentro da cadeira de laminação podem causar impressões no cilindro de laminação, que conseqüentemente, estampam estas marcas na chapa como mostrado na Figura 106 (b). Além disso, a deterioração da borda da bobina combinado às trações de bobinamento aumentam a probabilidade de geração de trincas na borda da bobina como mostrado na Figura 106 (c), aumentando o risco de ruptura da bobina durante a laminação ou no processo de recozimento final, podendo ocasionar paradas não programadas do equipamento, quebra de componentes mecânicos e sucateamento da bobina.
- ii. Conforme análises estatísticas realizadas na ASA, a geração dos micro arranhões na superfície da chapa, como mostrado na Figura 107, é diretamente proporcional à quantidade de passes de laminação realizados. Isso pode ser explicado devido ao fato de que, parte dos arranhões são gerados durante o bobinamento e desbobinamento do material na região das pontas das bobinas devido ao contato entre as espiras sem o uso de proteção (papel intercalador), e ao se aumentar a quantidade de passes, aumenta-se também a frequência de bobinamento/desbobinamento. Além disso, o uso de um maior número de passes aumenta também o tempo de exposição da chapa sobre os rolos tensores e defletores do laminador ilustrado na Figura 2 e Figura 15 durante os instantes de aceleração e desaceleração do laminador, aumentando assim a probabilidade de ocorrência dos micro arranhões.
- iii. O aumento da quantidade de passes afeta diretamente o desempenho do laminador a frio, uma vez que reduz a produtividade do equipamento. Além disso, o uso de uma maior quantidade de passes na laminação aumenta os custos operacionais do equipamento, como por exemplo, relacionado ao consumo de insumos, consumo de energia elétrica e custos de manutenção.

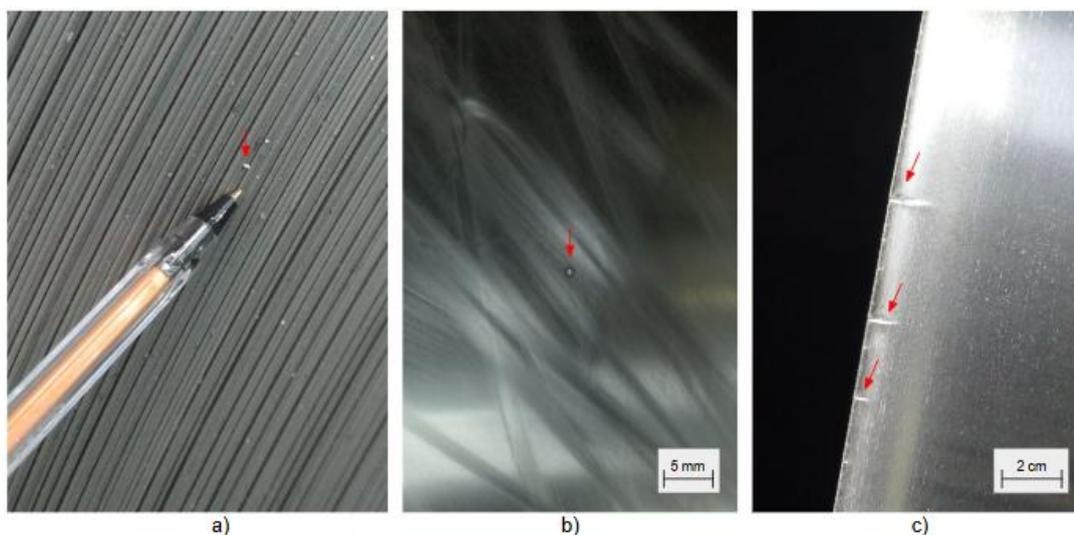


Figura 106 - a) desprendimento de partículas da borda da bobina, b) marca de cilindro na chapa e c) trincas na borda da chapa.



Figura 107 - Chapa com ocorrência de micro arranhões.

5.6.2 Geração de micro arranhões

Como mostrado na Figura 15, os laminadores Sendzimir da ASA utilizam rolos tensores e defletores de borracha a fim de permitir um menor atrito no contato entre a superfície da chapa e do rolo, sendo estes rolos acionados por motores elétricos com o objetivo de reduzir a derrapagem do rolo sobre a tira durante a partida e parada do laminador (aceleração e desaceleração da chapa). Contudo, mesmo com a utilização de rolos de borracha, cuja dureza é inferior à do material laminado, eventualmente percebe-se a ocorrência de riscos na superfície da chapa, possivelmente devido a presença de partículas duras na superfície dos rolos.

Conforme discutido previamente no Capítulo 2.2.1, o sincronismo dos rolos com a chapa é importante para evitar a geração de micro (e as vezes macro) arranhões na superfície da chapa. Para isso, os motores elétricos necessitam de valores pré-calculados de deslizamento avante

para “*setup*” do valor objetivado de funcionamento (“*setpoint*” de velocidade dos rolos na entrada e saída da cadeira de laminação).

Atualmente, os modelos matemáticos dos laminadores da ASA são muito imprecisos no cálculo do deslizamento avante, como ilustrado na Figura 108. Os valores apresentados, apenas para fins de exemplificação, são referentes as bobinas do aço 430A: a) UM 461408G2000B, de 1270 mm de largura, e laminada de 6 mm para 1,5 mm no laminador N° 3 e b) UM 462305D8000B, de 1250 mm de largura e laminada a frio de 3 mm para 0,4 mm no laminador N° 1.

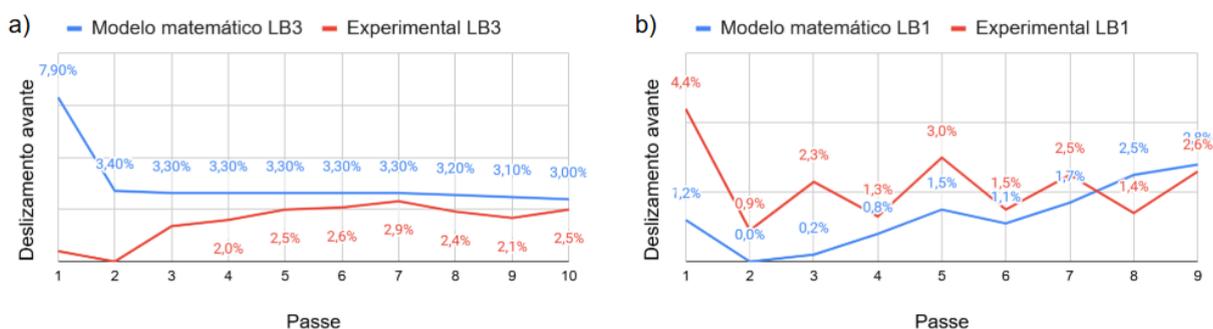


Figura 108 - Valores de deslizamento avante calculado e experimental para: a) UM 461408G2000B laminada no laminador N° 3 e b) UM 462305D8000B laminada no laminador N° 1.

O laminador N° 4 não disponibiliza a informação do deslizamento avante calculado pelo modelo matemático na tela de consulta da receita de laminação. Contudo, devido à similaridade entre os modelos matemáticos do laminador N° 4 e N° 1, espera-se que o resultado calculado de deslizamento avante pelo laminador N° 4 seja similar ao calculado pelo laminador N° 1.

A Figura 109 apresenta, como exemplo, o resultado do deslizamento avante calculado pelo método descrito no Capítulo 3.4 e apresentado no Capítulo 4.4 para uma bobina do aço 430A com largura média de 1230 mm, e laminada de 3 mm para espessura final de 0,4 mm no laminador N° 4.

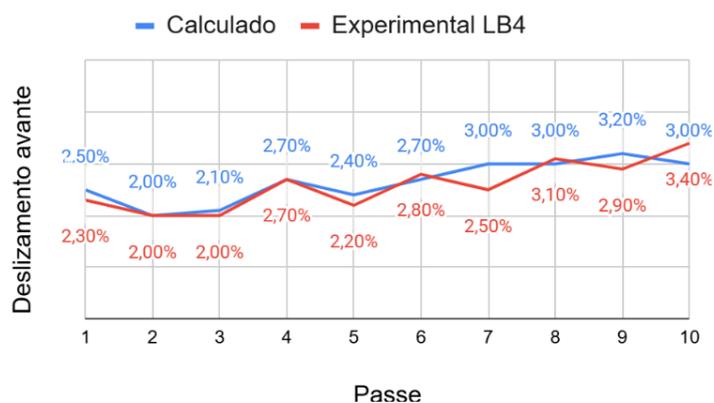


Figura 109 - Deslizamento avante calculado para bobina 301541I2000B pelo método proposto na tese e obtido experimentalmente no laminador N° 4.

O erro máximo entre o valor calculado e experimental foi de 0,5%, e o erro médio ao considerar todos os passes foi de 0,2%. A utilização deste modelo no futuro permitirá, portanto, melhorar consideravelmente o sincronismo do laminador, contribuindo para redução na geração dos micro e macro arranhões. Deve-se ressaltar que, para isso, faz-se necessário:

- Avaliar a viabilidade de implementar o modelo da colina de fricção de Bland & Ford no modelo matemático e PLC do laminador N° 4;
- Reproduzir o mesmo procedimento empregado na tese aos demais aços produzidos pela ASA no laminador N° 4;
- Fazer uma lateralidade do estudo apresentado na tese nos laminadores N° 1 e N° 3, visto que a pesquisa apresentada nesse trabalho foi realizada apenas com dados de processo dos aços 430A e 430F no laminador N° 4.

Além disso, a fim de melhorar o método, seria interessante implementar ao modelo uma lógica de realimentação (“*feedback*”) do valor de deslizamento avante experimental para atualizar o valor do coeficiente de atrito típico caso haja alguma alteração das variáveis do processo. Além do que foi apresentado, sugere-se também como trabalho futuro realizar estudos complementares do comportamento do deslizamento avante nos regimes de aceleração e desaceleração da laminação.

5.6.3 Derrapagem

Como mostrado na Figura 20, a derrapagem ocasiona marcas (arranhões) severas em ambos a chapa e o cilindro de laminação, tornando a chapa inadequada para as principais aplicações comerciais do aço AISI 430. Na Figura 110 é apresentado de forma comparativa a superfície de duas amostras de uma mesma bobina, UM 302527G3000B, sendo esta uma bobina do aço 430F com largura média de 1320 mm, e laminada de 3,5 mm para 0,5 mm no laminador N° 4. Conforme mostrado na Figura 19, no primeiro passe de laminação desta bobina houve a ocorrência de derrapagem no qual o deslizamento avante atingiu valores negativos da ordem de -7%.

Na Figura 110 (a) é apresentado a imagem da superfície da chapa da bobina, amostrada em uma região em que não ocorreu derrapagem. Percebe-se na superfície a presença de micro arranhões transferidos do cilindro de laminação para a chapa (indicados pela letra a), e defeitos remanescentes da chapa (indicados pela letra b). Na Figura 110 (b), contudo, é mostrado a superfície da amostra cuja região da bobina sofreu derrapagem. Percebe-se a presença de

diversas microcavidades na maior parte da superfície, sendo algumas delas indicadas pela letra c. Este tipo de descontinuidade é severo para os aços AISI 430, ocasionando riscos perceptíveis ao olho nu na superfície da chapa como mostrado na Figura 20 (a), e que só podem ser eliminados por um processo de recuperação por esmerilhamento.

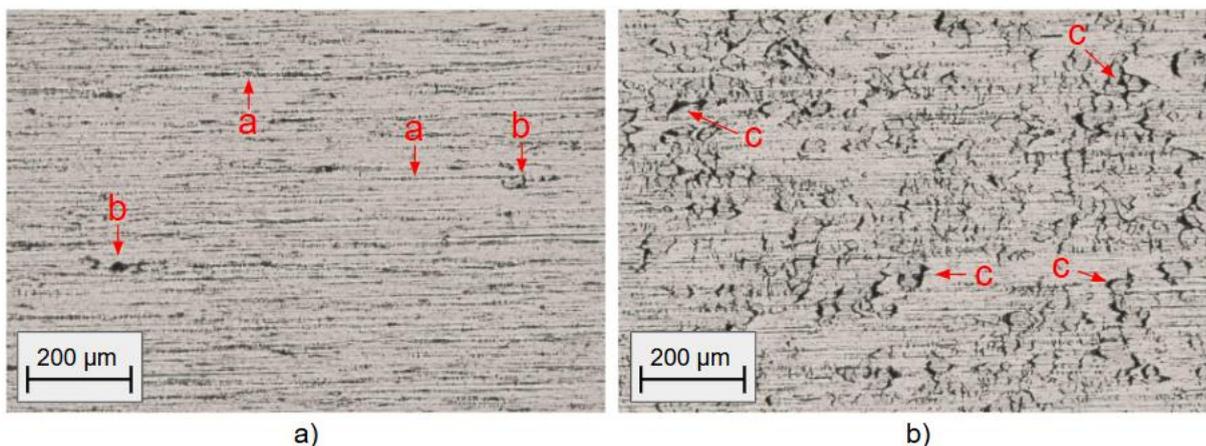


Figura 110 - Microscopia óptica da bobina 302527G3000B nas regiões: a) sem derrapagem e b) com ocorrência de derrapagem.

Na Figura 111 são apresentados os valores médios de deslizamento avante obtidos experimentalmente na bobina 302527G3000B, com exceção do valor do 1º passe onde foi mostrado o valor do deslizamento avante no instante da derrapagem. Observa-se que, além do primeiro passe onde o deslizamento avante foi negativo, no segundo e terceiro passes os valores também ficaram próximos a zero. Neste caso, pré-calcular o deslizamento avante antes da laminação a partir de um modelo com maior precisão, permitiria prever essa condição de risco, possibilitando o ajuste da receita de laminação para reduzir o risco da ocorrência de derrapagem.

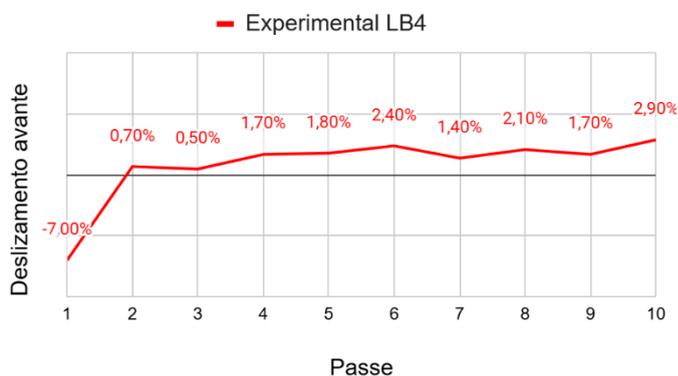


Figura 111 - Valores de deslizamento avante experimental da UM 302527G3000B.

5.6.4 Arranhões térmicos

Os arranhões térmicos, como discutido no Capítulo 2.2.2, ocorrem em condições extremas de laminação no qual ocorre a ruptura do filme de óleo entre a chapa e o cilindro. Observa-se na Figura 112 (a) a presença de arranhões térmicos na UM 401514E2000B, sendo esta uma bobina do aço 430A de 1225 mm de largura, laminada no laminador N° 4 de 3mm para espessura final de 0,4 mm. Assim como na derrapagem, os arranhões térmicos também geram microcavidades na superfície da chapa (indicadas pela letra a na Figura 112 (b)), e micro arranhões no cilindro de laminação como mostrado na Figura 113. Contudo, quando comparado à derrapagem, as microcavidades e arranhões térmicos gerados em ambos a chapa e o cilindro são de menor intensidade.

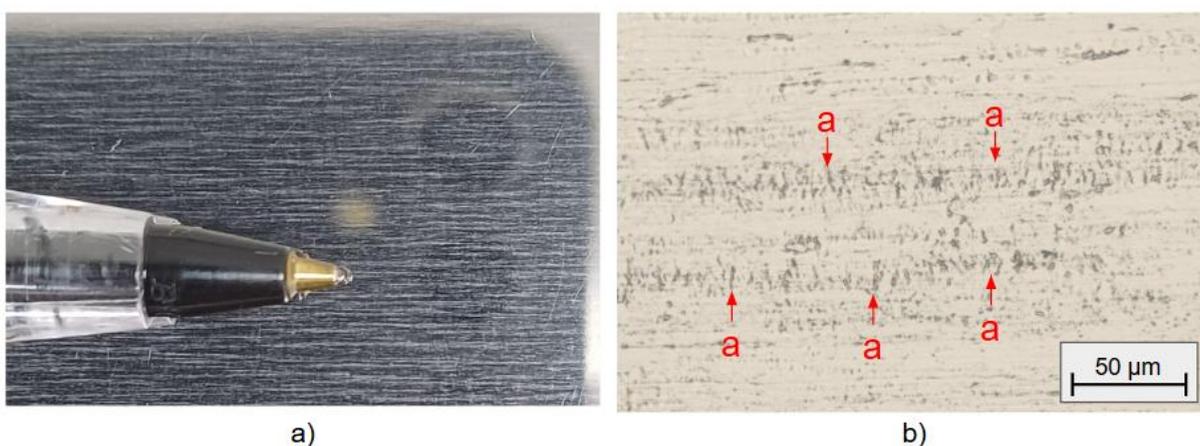


Figura 112 - Arranhões térmicos na bobina 401514E2000B. Imagem: a) a olho nu e b) por microscopia óptica.

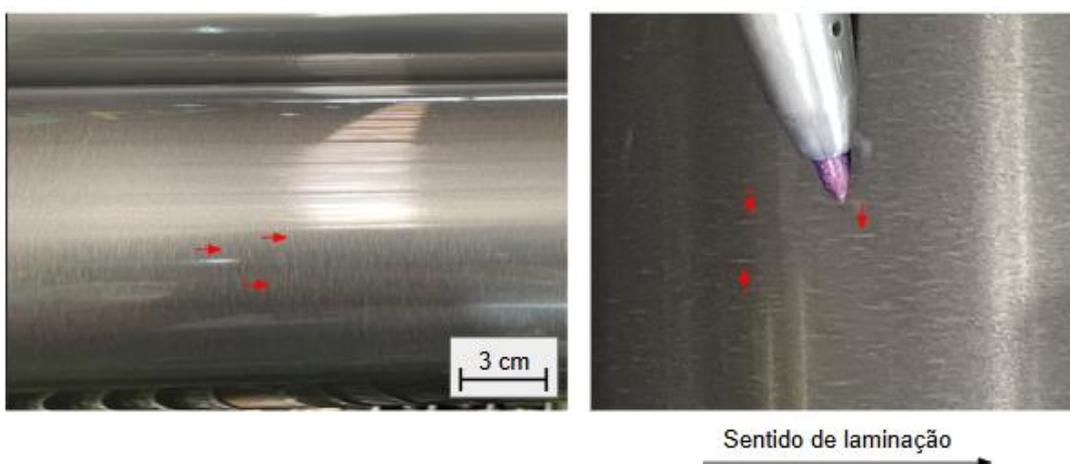


Figura 113 - Marcas de arranhão térmico no cilindro de laminação.

Não foram encontrados na literatura trabalhos investigando a relação do deslizamento avante com o arranhão térmico. A fim de investigar esta relação, um teste foi realizado no laminador

Nº 4 em bobinas do aço 430A. Experimentos mostraram a ocorrência do arranhão térmico no terceiro passe de laminação utilizando receitas similares a mostrada na Tabela 20.

Tabela 20 - Receita de laminação para o aço 430A, largura de 1230 mm, redução de 3 mm para 0,42 mm.

| Passe | h_{in} (mm) | h_{out} (mm) | r (%) | T_{Rear} (kN) | T_{Front} (kN) | Vel. (m/min) | P (kN) |
|-------|------------------|-------------------|------------|--------------------|---------------------|-----------------|-----------|
| 1 | 3,00 | 2,36 | 21,3 | 60 | 390 | 350 | 4.960 |
| 2 | 2,36 | 1,91 | 19,1 | 330 | 390 | 600 | 4.150 |
| 3 | 1,91 | 1,57 | 17,8 | 330 | 390 | 600 | 3.860 |
| 4 | 1,57 | 1,30 | 17,2 | 330 | 390 | 600 | 3.530 |
| 5 | 1,30 | 1,08 | 16,9 | 330 | 370 | 600 | 3.210 |
| 6 | 1,08 | 0,91 | 15,7 | 300 | 310 | 600 | 3.020 |
| 7 | 0,91 | 0,77 | 15,4 | 250 | 260 | 600 | 2.940 |
| 8 | 0,77 | 0,65 | 15,6 | 210 | 220 | 600 | 2.850 |
| 9 | 0,65 | 0,56 | 13,8 | 180 | 200 | 600 | 2.790 |
| 10 | 0,56 | 0,47 | 16,1 | 150 | 170 | 600 | 2.720 |
| 11 | 0,47 | 0,42 | 10,6 | 130 | 140 | 400 | 2.420 |

Para evitar a ocorrência do arranhão térmico, a redução de engenharia do terceiro passe foi reduzida experimentalmente do valor de 17,8% (receita 1) para 13,6% (receita 2), como mostrado na Tabela 21.

Tabela 21 - Receitas de laminação do teste.

| Passe | Receita 1 | | | | Receita 2 | | | |
|-------|------------------|-------------------|------------|------------|------------------|-------------------|------------|------------|
| | h_{in} (mm) | h_{out} (mm) | r (%) | ϵ | h_{in} (mm) | h_{out} (mm) | r (%) | ϵ |
| 1 | 3,00 | 2,36 | 21,3 | 0,24 | 3,00 | 2,36 | 21,3 | 0,24 |
| 2 | 2,36 | 1,91 | 19,1 | 0,45 | 2,36 | 1,91 | 19,1 | 0,45 |
| 3 | 1,91 | 1,57 | 17,8 | 0,65 | 1,91 | 1,65 | 13,6 | 0,60 |

Na Figura 114 é apresentado o gráfico da colina de fricção para o terceiro passe de laminação para as duas condições: redução de 17,8%, na qual houve ocorrência de arranhões térmicos, e 13,6% na qual não houve ocorrência. No gráfico, a abcissa igual a zero representa o plano de saída do arco de contato, como ilustrado na Figura 114 (b).

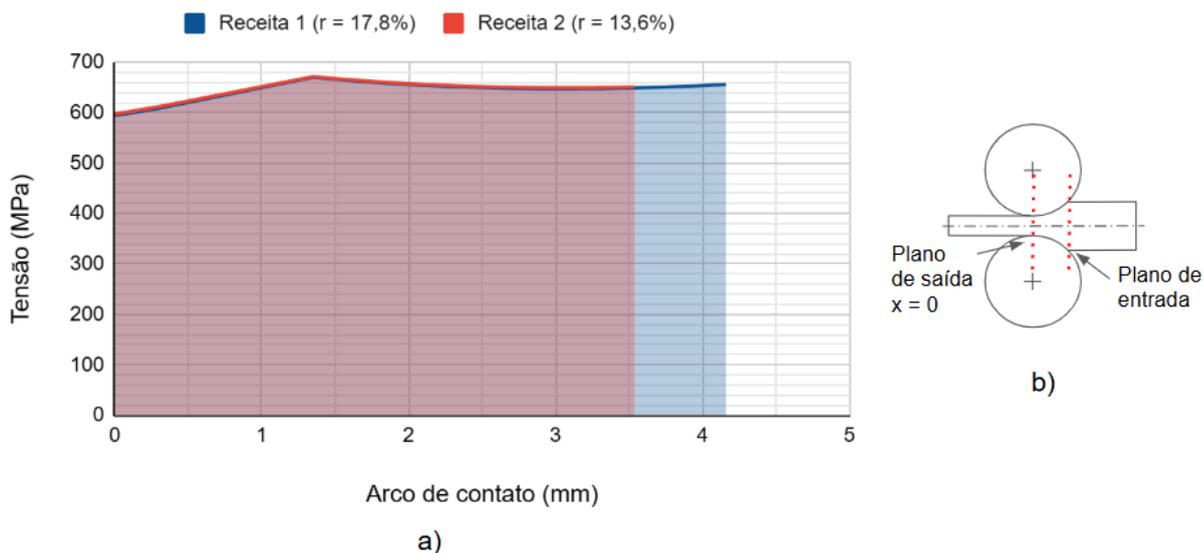


Figura 114 - a) simulação da colina de fricção do terceiro passe de laminação para duas receitas de laminação e b) representação dos planos de entrada e saída.

Pela Figura 114 (a), observa-se que as curvas da colina de fricção de ambas as receitas se sobrepõem, de forma que estas apresentaram a mesma magnitude da tensão de compressão necessária para gerar a deformação do material. Isso pode ser explicado pelo fato da deformação verdadeira do terceiro passe na receita 1 variar de 0,45 para 0,65, e na receita 2 variar de 0,45 para 0,60.

Como discutido no Capítulo 4.1, o aço 430A possui um baixo fator de encruamento ($n \approx 0,17$), o que faz com que para o intervalo de deformações entre as receitas 1 e 2 a diferença entre as tensões médias de escoamento não seja significativa como como mostrado na Figura 115. A tensão média da receita, calculada pela média da tensão de entrada e saída, foi de 674 MPa para a receita 1 e 670 MPa para a receita 2.

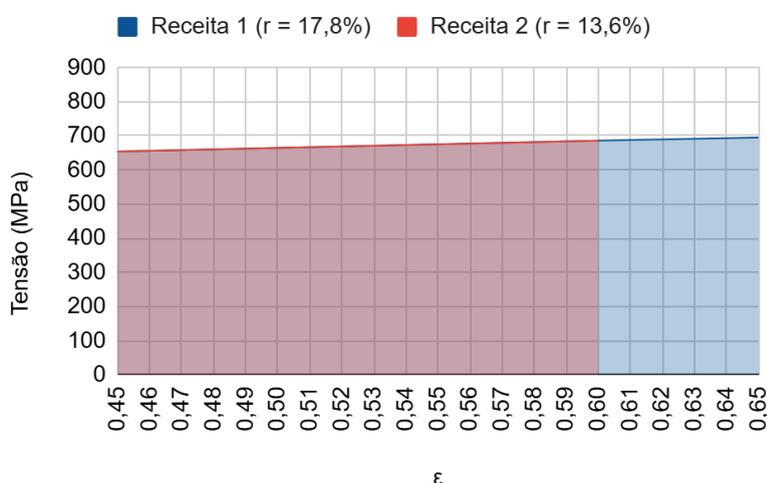


Figura 115 - Curva de fluxo do terceiro passe para as receitas 1 e 2.

Observa-se na Figura 114 (a) que houve uma redução do comprimento do arco de contato, e que a posição do ponto neutro para as duas receitas não sofreu variação significativa, proporcionando um deslizamento avante calculado de 2,17% para receita 1 e 2,11% para receita 2. Desta forma, conclui-se que a alteração da redução não gerou variação significativa no escorregamento na região da saída.

O valor do deslizamento a ré B_s foi calculado pela equação (57), e é apresentado na Tabela 22.

$$B_s = 1 - \frac{(S_f + 1)}{(1 - r)} \quad (55)$$

Tabela 22 - Resultados dos dados de processo das receitas 1 e 2.

| Receita | r (%) | L (mm) | F _s (%) | B _s (%) | Arranhão térmico |
|---------|-------|--------|--------------------|--------------------|------------------|
| 1 | 17,8 | 4,16 | 2,17 | 13,3 | Com ocorrência |
| 2 | 13,6 | 3,67 | 2,11 | 10,1 | Sem ocorrência |

A partir dos resultados mostrados na Tabela 22, o autor conclui que no teste realizado a variável deslizamento na entrada (B_s) possui alguma correlação com a geração do arranhão térmico, visto que ao reduzir o deslizamento na entrada em 3,2% não houve ocorrência do fenômeno.

O deslizamento na saída ou deslizamento avante (F_s), no entanto, não apresentou uma variação significativa entre as duas receitas ensaiadas (variação absoluta de 0,06%), sendo, portanto, menos relevante no fenômeno de geração do arranhão térmico. Contudo, o autor sugere que estudos complementares são requeridos para investigação do fenômeno de geração de arranhões térmicos.

6 CONCLUSÕES

O presente trabalho permitiu identificar, dentre os modelos teóricos clássicos de colina de fricção e o MEF, o modelo mais adequado para prever o deslizamento avante no processo de laminação do aço AISI 430 em laminadores do tipo Sendzimir. Além disso, o estudo permitiu a partir de dados de processos industriais determinar o coeficiente de atrito típico do processo de laminação a frio do aço AISI 430 na ASA. Deve-se ressaltar que o MEF empregado neste trabalho utilizou condições de contorno e simplificações similares a aquelas usadas nos modelos teóricos.

Do ponto de vista tecnológico, a identificação do modelo matemático mais adequado, juntamente com o coeficiente de atrito típico do processo, permitirá melhorar o planejamento do processo de laminação, o funcionamento do equipamento, e a qualidade final obtida no produto laminado. Para o aço AISI 430, essas melhorias são estratégicas para a redução do custo de não qualidade, atendimento da qualidade esperada do produto e satisfação do cliente.

Do ponto de vista acadêmico, o trabalho permitiu realizar um estudo comparativo entre os modelos teóricos clássicos da colina de fricção e o método de elementos finitos, e testá-los em dados experimentais obtidos em escala industrial. O uso de resultados industriais foi pouco encontrado na literatura, sendo inédito para o tema, material e processo estudados nesta pesquisa. Além disso, o trabalho abre caminho para uma pesquisa sobre a relação do deslizamento avante com a condição de ocorrência do arranhão térmico, sendo esta uma linha de pesquisa não encontrada na literatura.

Quanto a relevância dos resultados, para grande parte das aplicações do aço inoxidável AISI 430, a qualidade superficial é um requisito primordial. Para proporcionar um processo de laminação a frio estável e sem a ocorrência de alguns dos defeitos superficiais críticos na ASA, prever o comportamento da variável deslizamento avante é essencial. Os resultados da pesquisa irão contribuir para estudos futuros referentes a importância do deslizamento avante na qualidade superficial do produto, além de melhorar os modelos matemáticos utilizados nos laminadores industriais, melhorando assim o controle do processo de laminação a frio na ASA.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A partir dos resultados encontrados na pesquisa, seguem algumas sugestões para trabalhos futuros:

- Reproduzir a pesquisa realizada no aço AISI 430 em outros aços produzidos pela ASA, como os demais aços ferríticos estabilizados, os aços austeníticos e os aços duplex.
- Investigar a relação do coeficiente de atrito com as variáveis de processo, como velocidade de laminação, rugosidade do cilindro e da chapa, temperatura de processo, entre outros.
- Investigar a influência do deslizamento avante e a ré na eliminação dos defeitos provenientes da chapa, geração do arranhão térmico e qualidade superficial final da bobina laminada a frio.

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] W. S. Association, “Stainless in figures 2022,” worldstainless.org, Bruxelas, 2022.
- [2] O. S. AB, “Handbook of Stainless Steel,” Sandvikens Tryckeri AB, Avesta, 2013.
- [3] J. R. e. a. (. DAVIS, ASM Specialty Handbook: Stainless steels, ASM international, 1999.
- [4] Aperam South America, *Ebook: Especificação de materiais - Arte ou ciência?*, 2022.
- [5] I. Turner Network Television, “TNT Sports.,” Warner Media LLC Company, [Online]. Available: tntsports.com.br. [Acesso em 19 10 2022].
- [6] “Alstom - Mobility by nature.,” Astom., [Online]. Available: www.alstom.com. [Acesso em 20 10 2022].
- [7] W. L. ROBERTS, Cold rolling of steel., Routledge, 2017.
- [8] M. POURSINA, M. RAHMATIPOUR e H. MIRMOHAMADI, “A new method for prediction of forward slip in the tandem cold rolling mill.,” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 78, n. 9, pp. 1827-1835, 2015.
- [9] Y. H. MOON, I. S. JO e C. J. VAN TYNE, *Control scheme using forward slip for a multi-stand hot strip rolling mill.*, 6 ed., vol. 18, KSME international journal, 2004, pp. 972-978.
- [10] E. e. a. MANCINI, “Surface defect generation and recovery in cold rolling of stainless steel strips.,” *Journal of tribology*, vol. 133, nº 1, 2011.
- [11] E. e. a. MANCINI, “Effects of cold rolling process variables on final surface quality of stainless steel thin strip.,” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 61, nº 1, pp. 63-72, 2012.
- [12] R. A. e. a. Rodrigues, “Benefícios da otimização dos controles elétricos do LB3 no desvio por deslizamento nos aços 430.,” Aperam South America, Timóteo, 2018.
- [13] I. T. Sendizmir e J.-L. Duprez., *The Sendzimir Manual.*, USA, 2000.
- [14] A. BHADURI, *Mechanical properties and working of metals and alloys.*, Singapore: Springer, 2018.
- [15] T. Kármán, "8. Beitrag zur Theorie des Walzvorganges." *Zeitschrift Angewandte Mathematik und Mechanik* 5.2 (1925): 139-141..

- [16] E. S., *Analysis of factors influencing rolling pressure and power consumption in the hot rolling of steel*, 1933..
- [17] E. G. O. N. Orowan, "The calculation of roll pressure in hot and cold flat rolling.," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, pp. 140-167, 1943.
- [18] F. H. Bland DR, *The calculation of roll force and torque in cold strip rolling with tensions. Proc Inst Mech Eng 1948;159(1):144–63.*
- [19] J. M. Alexander, "On the theory of rolling.," *Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences*, 326(1567), pp. 535-563, 1972.
- [20] Q. e. a. JIN, "A numerical study on contact condition and wear of roller in cold rolling.," *Metals*, vol. 7, n° 9, p. 376, 2017.
- [21] N. R. M. P. Shigaki Y, *Numerical treatments of slipping/no-slip zones in cold rolling of thin sheets with heavy roll deformation. Lubricants 2015;3 (2):113–31.*
- [22] W. M. S. G. Mahmoodkhani Y, *Prediction of roll force in skin pass rolling using numerical and artificial neural network methods. Ironmak Steelmak 2017;44 (4):281–6.*
- [23] A. e. a. Belotserkovets, *2D asperity deformation of stainless steel strip in cold rolling. Int J Material Form 2008;1(Suppl 1):351–4.*
- [24] G. e. a. Han, *A mathematical model for longitudinal temperature evolution in strip deformation zone during cold rolling. Int J Therm Sci 2023;192:108462.*
- [25] Aperam South America, *LBs e EBs - Especificação de Equipamentos*, Timóteo, 2018.
- [26] Aperam South America, *NTA17-0082 v68 - Recozimento e resfriamento dos aços 3xx na RB3*, Timóteo, 2021.
- [27] Aperam South America, *NTA17-0250 v31 - Recozimento e resfriamento dos aços 4xx na RB3*, Timóteo, 2021.
- [28] Aperam South America, *NTA17-0244 v8 - Recozimento RC4*, Timóteo, 2019.
- [29] Aperam South America, *NTA17-0068 v59 - Decapagem mecânica - Quebrador de carepas - RB3*, Timóteo, 2019.
- [30] Aperam South America, *NTA17-0071 v44 - Decapagem química - RB3*, Timóteo, 2022.
- [31] Aperam South America, *NTA17-0063 v39 - Decapagem sulfúrica - RB3*, Timóteo, 2021.
- [32] Aperam South America, *NTA17-0073 v28 - Escovagem e lavagem final - RB3*, Timóteo, 2020.

- [33] R. Nakhoul, *Multi-scale method for modeling thin sheet buckling under residual stress: In the context of cold strip rolling.*, Paris: Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2014.
- [34] Siemens VAI Metals Technologies GmbH, *Siemens Company Profile*, Linz: Global Media Communication Limited., 2014.
- [35] Andritz Metals Germany GmbH, “Shape Control System,” Andritz, [Online]. Available: <https://www.andritz.com/products-en/group/metals/rolling-mills/shape-control-system>. [Acesso em 02 11 2022].
- [36] M. E. ZIPF, *Innovations in Shape Measurement and Control for Cold Rolled Flat Strip Products.*, Flat-Rolled Steel Processes: Advanced Technologies, 2009.
- [37] Aperam South America, *NTA17-0173 v70 - Laminação a frio - LB1*, Timóteo, 2022.
- [38] Aperam South America, *NTA17-0164 v80 - Laminação - LB3.*, Timóteo, 2022.
- [39] Aperam South America, *NTA17-0170 v102 - Laminação - LB4.*, Timóteo, 2022.
- [40] Aperam South America, *NTA04-0019 v3 - Defeitos em produtos inoxidáveis.*, Timóteo, 2021.
- [41] Aperam South America, *NTA17-0256 v1 - Sistema de filtragem do LB3*, Timóteo, 2019.
- [42] Aperam South America, *NTA17-0220 v5 - Sistema de filtragem do LB4*, Timóteo, 2019.
- [43] Aperam South America, *NTA17-0015 - Especificação/Manuseio de óleo LBs inox.*, Aperam, 2022.
- [44] Aperam South America, *NTA17-0110 v45 - Recozimento de aços austeníticos - RB1*, Timóteo, 2022.
- [45] Aperam South America, *NTA17-0054 v8 - Recozimento de aços austeníticos - RB4*, Timóteo, 2010.
- [46] Aperam South America, *NTA17-0153 v49 - Recozimento de aços ferríticos 430 - RB1*, Timóteo, 2022.
- [47] Aperam South America, *NTA17-0156 v40 - Recozimento aços ferríticos - RB4*, Timóteo, 2020.
- [48] Aperam South America, *NTA17-0154 v51 - Recozimento de aços ferríticos 439/441/444 - RB1*, Timóteo, 2022.
- [49] Aperam South America, *NTA17-0146 v47 - Recozimento dos aços 409 na RB1*, Timóteo, 2022.

- [50] Aperam South America, *NTA17-0259 v5 - Recozimento dos aços Duplex na RB4*, Timóteo, 2020.
- [51] Aperam South America, *Ebook: Aços inoxidáveis - Aplicações e especificações. Cadernos técnicos Aperam - volume 1.*, 2022.
- [52] Aperam South America, *Aço Inox - Especificações Técnicas.*, 2020.
- [53] Elsevier B.V., “Scopus,” [Online]. Available: <https://www.scopus.com/>. [Acesso em 01 10 2022].
- [54] N. J. W. L. Eck, “VOSviewer - Visualizing scientific landscapes,” Leiden University's Centre for Science and Technology Studies (CWTS)., [Online]. Available: <https://www.vosviewer.com/>. [Acesso em 09 10 2022].
- [55] W. S. e. a. Labiapari, “Caracterização de defeitos superficiais em BF's do aço P304H comparativo ao defeito H29,” Aperam, Timóteo, 2003.
- [56] M. P. e. a. Tavares, “Redução do defeito deslizamento nos aços 430,” Aperam, Timóteo, 2004.
- [57] R. e. al., “Benefícios da otimização dos controles elétricos do LB3 no desvio por deslizamento nos aços 430,” Aperam, Timóteo, 2018.
- [58] C.-s. e. a. LI, “Thermal Scratch on Surface of SUS430 Stainless Steel Strip in Cold Rolling Process.,” *Journal of Iron and Steel Research International*, vol. 21, nº 3, pp. 282-286, 2014.
- [59] J. CHEN e C. LI, “Control of surface thermal scratch of strip in tandem cold rolling.,” *Chinese Journal of Mechanical Engineering*, vol. 27, nº 4, pp. 738-744, 2014.
- [60] J.-s. CHEN e C.-s. LI, “Prediction and control of thermal scratch defect on surface of strip in tandem cold rolling.,” *Journal of Iron and Steel Research International*, vol. 22, nº 2, pp. 106-114, 2015.
- [61] G. E. e. a. Dieter, *Handbook of workability and process design.*, ASM international, 2003.
- [62] B. Avitzur, “*Maximum reduction in cold strip rolling.*” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers 174.1 (1960): 865-884.*
- [63] W. JIN e T. REN, “Influence of cold rolling oil on heat scratch of sheet surface caused by cold rolling with high speed thin gauge.,” *Lubricating Oil*, vol. 26, nº 3, pp. 56-61, 2011.

- [64] S. e. a. WU, "Relationship between chatter marks and rolling force fluctuation for twenty-high roll mill.," *Engineering Failure Analysis*, vol. 55, pp. 87-99, 2015.
- [65] K. e. a. KENMOCHI, "Effect of micro-defects on the surface brightness of cold-rolled stainless-steel strip.," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 69, n° 1-3, pp. 106-111, 1997.
- [66] C.-s. e. a. LI, "Roughness and glossiness of SUS430 stainless steel in cold rolling.," *Procedia Engineering*, vol. 81, pp. 167-172, 2014.
- [67] C. e. a. LI, "Experimental research on micro-pit defects of SUS 430 stainless steel strip in cold rolling process," *AIP Conference Proceedings. American Institute of Physics.*, pp. 780-784, 2013.
- [68] M. P. GROOVER, *Fundamentals of modern manufacturing: materials, processes, and systems.*, John Wiley & Sons, 2010.
- [69] H. HELMAN e P. R. CETLIN, *Fundamentos da conformação mecânica dos metais.*, Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia, Fundação Christiano Ottoni, 1993.
- [70] G. DIETER, *Mechanical Metallurgy*. SI Metric edition, Mc-Graw Hill, 1988.
- [71] A. I. Tselikov, *Effect of External Friction and Tension on the Pressure of the Metal on the Rolls in Rolling.*, vol. 6, *Metalurgy*, 1939, pp. 61-76.
- [72] C. L. NETO, *Simulação numérica de laminação a frio no laminador sendzimir número 2 da Acesita. Tese de Mestrado*, Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais, 2006.
- [73] G. T. HALMOS, *Roll forming handbook.*, Crc Press, 2005.
- [74] N. LETALLEUR, *Influence de la géométrie des aspérités dans un contact hydrodynamique lubrifié ultra mince: effets locaux et comportement moyen.*, Lyon: INSA, 2000.
- [75] K. e. a. LOUAISIL, "Analysis of interface temperature, forward slip and lubricant influence on friction and wear in cold rolling.," *Wear*, vol. 266, n° 1-2, pp. 119-128, 2009.
- [76] P. e. a. Montmitonnet, *A mixed lubrication model of the cold strip rolling process.*, *La Revue de Métallurgie-CIT/Science et Génie des Matériaux.*, 2001.

- [77] X. ZHAI e L. CHANG, “Some insights into asperity temperatures in mixed-film lubrication.,” *Tribology International*, vol. 34, n° 6, pp. 381-387, 2001.
- [78] J. MOLIMARD, *Etude expérimentale du régime de lubrification en film mince: Application aux fluides de laminage.*, Lyon: INSA, 1999.
- [79] A. J. Nadai, “Appl. Mech.,” vol. 6, pp. A54-A62, 1939.
- [80] J. G. LENARD, “Friction and forward slip in cold strip rolling.,” *Tribology transactions*, v. 35, n. 3, pp. 423-428, 1992.
- [81] E. B. e. a. LI, “Forward slip measurements in cold rolling by laser Doppler velocimetry: uncertainty analysis and accuracy improvement.,” *Journal of materials processing technology*, vol. 133, n° 3, pp. 348-352, 2003.
- [82] W. Yuen, “Determination of friction from measured forward slip and its applications in hot strip rolling,” em *Proceedings of the First Australian Congress on Applied Mechanics*, Melbourne, 1996.
- [83] A. T. C. Lu, “Measurement of the forward slip in cold strip rolling using a high speed digital camera.,” *Journal of Mechanical Science and technology*, vol. 21, n° 10, pp. 1528-1533, 2007.
- [84] W. C. F. HESSENBERG e W. N. JENKINS, *Effects of screw and speed-setting changes on gauge speed and tension in tandem mills.*, 1 ed., vol. 169, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 1955, pp. 1051-1062.
- [85] W. S. e. a. LABIAPARI, “Wear debris generation during cold rolling of stainless steels.,” *Journal of Materials Processing Technology*, pp. 164-170, 2015.
- [86] M. D. Stone, “Basic Eng.,” *ASME*, vol. 81, pp. 681-686, 1957.
- [87] J. G. Lenard, *Primer on flat rolling*, Newnes, 2013.
- [88] TECHNIA, “Implicit Vs Explicit Finite Element Analysis: When to Use Which,” ADDNODE GROUP, [Online]. Available: <https://blog.technia.com/en/simulation/implicit-vs-explicit-finite-element-analysis>. [Acesso em 04 04 2025].
- [89] DOCAN Ltd., “Explicit vs implicit FEA: What’s the difference?,” DOCAN Ltd., 22 07 2022. [Online]. Available: <https://docanco.com/explicit-vs-implicit-fea/>. [Acesso em 04 04 2025].
- [90] Aperam Stainless Europe, *KARA Ferritic Stainless Steel - K30-K30ED.*, 2020..

- [91] TC, ISO, *Metallic Materials–Tensile Testing–Part 1: Method of Test at Room Temperature*, 2009.
- [92] H. Ford, *Researches into the deformation of metals by cold rolling. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers 159.1 (1948): 115-143..*
- [93] *ISO 6892-1:2019 - Metallic materials - Tensile testing*, 2019.
- [94] ASTM International, *ASTM E92-82. Standard test methods for Vickers hardness of Metallic materials. Annu Book ASTM (Am Soc Test Mater) Stand*, 2003.
- [95] H. Hitchcock, *Roll neck bearings, Appendix I. Elastic Deformation of Rolls during Cold Rolling*, 1935.
- [96] ASTM International, *Astm E112-24: standard test methods for determining average grain size*, 2024.
- [97] P. E. F. Côrtes, *Desenvolvimento de acabamento Rolled-On em aço inoxidável*, 2009.
- [98] N. e. a. Han, *Effect of Bauschinger Effect Parameters on the Springback of High Strength Steel Stamping. In 2018 3rd International Conference on Control, Automation and Artificial Intelligence (CAAI 2018) (pp. 214-.*
- [99] R. L. SILVA, *Análise do processo de descarburização via VOD de aços inoxidáveis com alto teor de carbono inicial*, Universidade de São Paulo, 2017.
- [100] D. S. FELIX FILHO, A. W. d. ALMEIDA e H. MARIN, “CONTROLE DO PROCESSO AOD-L PELO SISTEMA CARBOMETRIA.,” vol. 6, n° 2, pp. 86-90, 2013.
- [101] Aperam Stainless Europe, “What is Stainless Steel?,” [Online]. Available: <https://www.aperam.com/stainless/what-is-stainless-steel/>. [Acesso em 09 09 2022].
- [102] Aperam Stainless Europe, “Aperam - Stainless - Markets - Household and Catering.,” [Online]. Available: <https://www.aperam.com/stainless/markets/household-catering/>. [Acesso em 26 09 2022].
- [103] R. L. F. Penedo, *Microestrutura, textura e propriedades de estampagem de aços inoxidáveis ferríticos estabilizados ao titânio e ao nióbio após processos de laminação a quente, a frio e recozimento. Tese de mestrado*, Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais, 2023.
- [104] D. G. Rodrigues, *Influência da redução a frio e da microestrutura e da textura iniciais na microestrutura, textura e propriedades de um aço inoxidável ferrítico estabilizado ao*

- nióbio. Tese de doutorado*, Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais, 2017.
- [105] Aperam Stainless Europe, *KARA Ferritic Stainless Steel - K41 18% Chromium, Titanium and Niobium stabilized.*, 2020.
- [106] Aperam Stainless Europe, *KARA Ferritic Stainless Steel - K44 18% Chromium with Molybdenum, Titanium and Niobium stabilized.*, 2020.
- [107] G. Krauss, *Steels: processing, structure, and performance*, ASM International, 2015.
- [108] S. S. e. a. HWANG, “Role of grain boundary carbides in cracking behavior of Ni base alloys,” *Nuclear Engineering and Technology*, vol. 45, nº 1, pp. 73-80, 2013.
- [109] Aperam South America, “Aperam - Aço Inox - Austenítico & Austenítico com Molibênio & Austenítico com Manganês,” 11 09 2022. [Online]. Available: <https://www.aperam.com/pt-br/austenitico/>.
- [110] Aperam Stainless Europe, *Austenitic Stainless Steel - Aperam 304 - 304H - 304D - 304ED.*, 2021.
- [111] W. D. e. a. CALLISTER, *Materials science and engineering: an introduction*, New York: Wiley, 2018.
- [112] Aperam Stainless Europe, “Aperam - Product - 304.” [Online]. Available: <https://www.aperam.com/product/304-1-4301/>. [Acesso em 26 09 2022].
- [113] Aperam Stainless Europe, *Austenitic Stainless Steel - Aperam 304L/304M Low Carbon.*, 2021.
- [114] Aperam Stainless Europe, *Austenitic Stainless Steel - Aperam 316L Low Carbon with Molybdenum.*, 2021.
- [115] A01 COMMITTEE et al., *ASTM A480/A480M, Standard Specification for General Requirements for Flat-Rolled Stainless and Heat-Resisting Steel Plate, Sheet, and Strip*, West Conshohocken, PA: @ ASTM International, 2022.
- [116] K. e. a. Atkinson, *Numerical solution of ordinary differential equations.*, John Wiley & Sons., 2011.
- [117] Associação Brasileira de Normas Técnicas, 4287. *Especificações geométricas do produto (GPS)-Rugosidade: Método do perfil-Termos, definições e parâmetros da rugosidade*, ABNT, 2002.

- [118] Q. e. a. ZENG, “Correlating and evaluating the functionality-related properties with surface texture parameters and specific characteristics of machined components,” *International Journal of Mechanical Sciences*, pp. 62-72, 2018.
- [119] Associação Brasileira de Normas Técnicas, *Especificações geométricas de produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Regras e procedimentos para avaliação de rugosidade*, ABNT, 2008.
- [120] M. TOMASZ, “The Influence of Friction Coefficient on Forward Slip in Experimental Research on Cold Longitudinal Flat Rolling.,” em *Terotechnology: 10th Conference on Terotechnology.* , 2018.
- [121] Aperam Stainless Europe, *KARA Ferritic Stainless Steel - K09X Titanium stabilized extra mild - 12 % Chromium*, 2020.
- [122] Aperam Stainless Europe, *Duplex Stainless Steel - DX1803/DX2205.*, 2021.
- [123] Aperam Stainless Europe, *Our stainless steel solutions: the most complete range available on the market.*, 2018.
- [124] BYK Gardner GmbH, *Micro-Gloss manual*, 2016.

9 APÊNDICE A: AÇOS INOXIDÁVEIS: PRINCIPAIS LIGAS, APLICAÇÕES E REQUISITOS DE QUALIDADE

Nas últimas décadas ocorreu um aumento expressivo do uso de aços inoxidáveis [1] [2]. A atratividade se deu devido a combinação de diversos fatores, dentre eles, a excelente resistência a corrosão, uma ampla faixa de propriedades mecânicas, incluindo retenção de propriedades mecânicas em ambientes criogênicos e com elevadas temperaturas, boa estampabilidade e estética agradável [1] [2] [3]. A Figura 116 apresenta o crescimento anual da produção bruta de placas e lingotes de aço inoxidável no mundo.



Figura 116 - Taxa de crescimento composta de aço inoxidável - produção bruta de placas e lingotes [1].

Os aços inoxidáveis são ligas de ferro (Fe), carbono (C) e cromo (Cr), com um teor mínimo de cromo de 10,5%, que confere a resistência a corrosão [51]. A Figura 117 ilustra a contribuição do cromo para a diminuição da oxidação em um meio com atmosfera rural, com baixo índice de contaminação, e período de exposição de 52 meses [52].

O desenvolvimento dos aços ferro-carbono-cromo surgiu no início do século XX (entre 1904 e 1915), por cientistas na França, Alemanha e Inglaterra, e posteriormente nos Estados Unidos da América [3] [52]. Os estudos iniciais cobriram três tipos de estrutura: martensítica, ferrítica e austenítica. B. Guillet e Albert M. Portevin publicaram trabalhos sobre aços martensíticos com 13% de cromo (similar ao atual AISI 420), e ligas com 17% de cromo (estrutura ferrítica) com carbono entre 0,12% a 1%. Guillet e Giesen publicaram em 1909 estudos de ligas austeníticas ferro-cromo-níquel [3] [52].

Em 1908 Philipp Monnartz estudou a influência do teor de carbono na resistência a corrosão das ligas ferro-cromo. Sua pesquisa concluiu que a resistência a corrosão ocorria em função de um fenômeno de passividade destes aços [52].

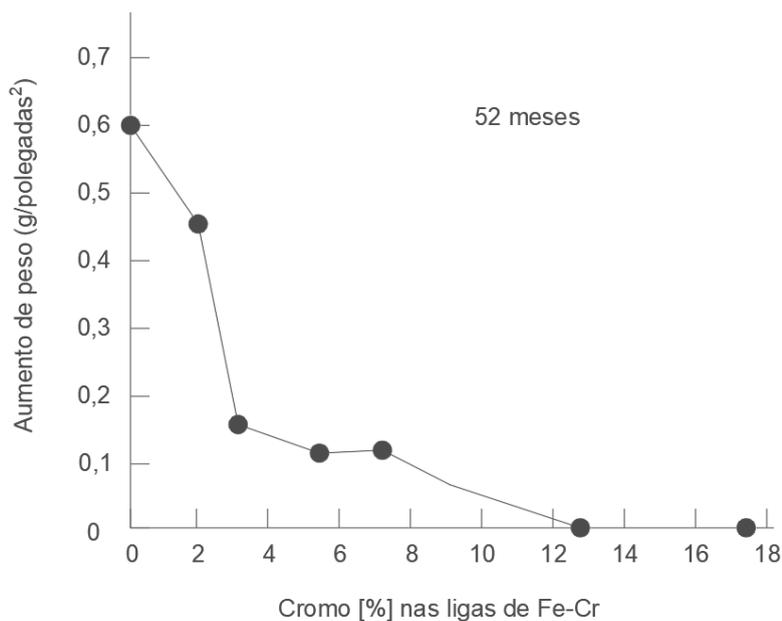


Figura 117 - Oxidação em função do teor de Cr presente na liga Fe-Cr. Ensaio realizado em uma atmosfera rural com baixo índice de contaminação, por um período de 52 meses [52].

A incapacidade das aciarias naquela época em reduzir o teor de carbono limitou por muitos anos o desenvolvimento destes aços. Novas técnicas de refino revolucionaram a produção dos aços inoxidáveis no final dos anos 1960 e início dos anos 1970. O desenvolvimento mais importante foi o processo de descarburização via conversor AOD (“*Argon Oxygen Descarburization*”), que permitiu a remoção do carbono sem perda substancial do cromo [3].

O desenvolvimento do processo de refino VOD (“*Vacuum Oxygen Decarburization*”) e do processo de lingotamento contínuo também contribuíram para a indústria dos aços, especialmente dos aços inoxidáveis, permitindo obter ganhos de qualidade, logística, produção e redução de custos operacionais [99].

A Figura 118 ilustra duas possíveis rotas de fabricação dos aços inoxidáveis empregadas na *Aperam South America* (ASA): a rota duplex e triplex. Na rota duplex, o processo se inicia com o refino do ferro gusa produzido nos altos fornos na estação de pré-tratamento do gusa (PTG), onde são realizadas as etapas de dessiliciação, desfoforação e dessulfuração. O metal também pode ser produzido nos fornos elétricos a arco (FEA). No conversor AOD o aço é descarburado, e a composição química é ajustada no forno panela (FP). Na rota triplex, o aço passa por um processo duplo de refino através da descarburização a vácuo (VOD) [100].

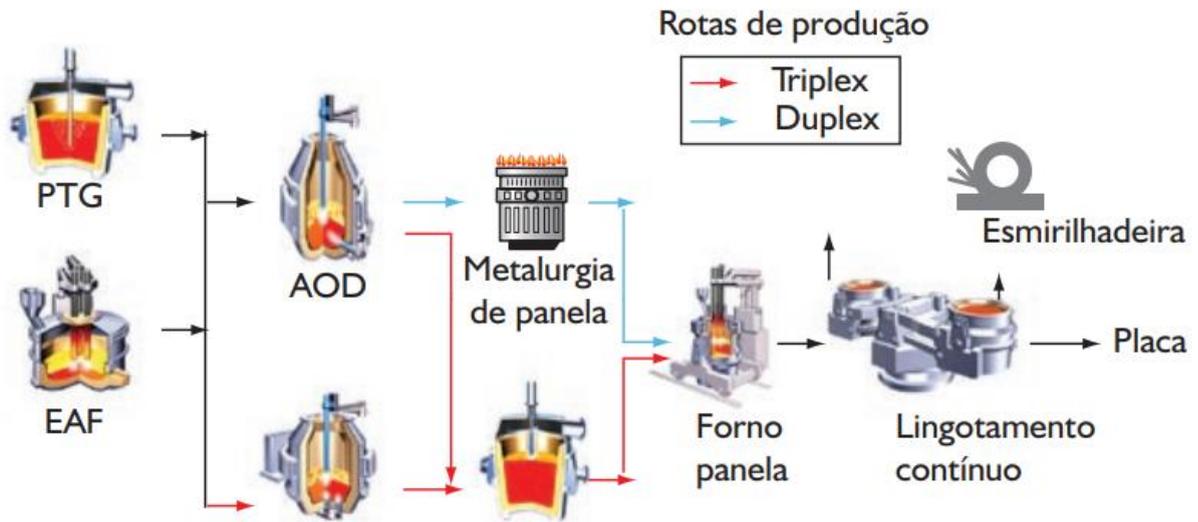


Figura 118 - Representação da rota de produção dos aços inoxidáveis na ASA [100].

Em geral, os aços inoxidáveis apresentam uma boa resistência a corrosão em meios oxidantes, pois estes formam filmes passivos muito finos e aderentes em uma grande variedade de meios, o que gera uma grande quantidade de alternativas para sua utilização [52]. A Figura 119 ilustra a utilização do aço inox por categorias de produtos e indústrias em 2021 [2]. Os aços inoxidáveis são predominantemente produzidos na forma de bobinas laminadas a frio, para posterior processamento na indústria [1] [2].

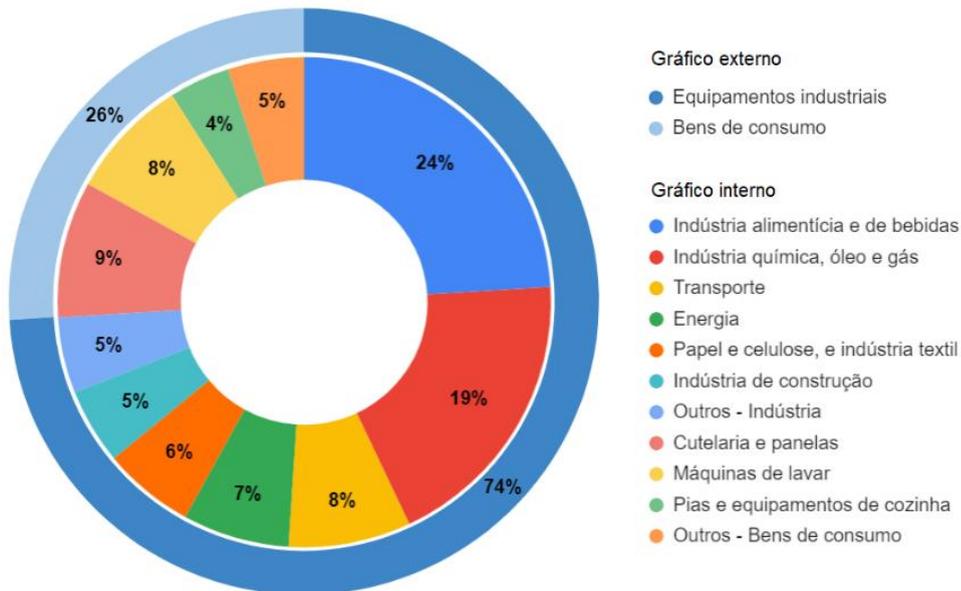


Figura 119 - Utilização de aço inox por categoria de produtos e indústrias em 2021 [2].

Na Figura 120 é mostrado o percentual da produção de aços inoxidáveis por tipo de produto em 2021.

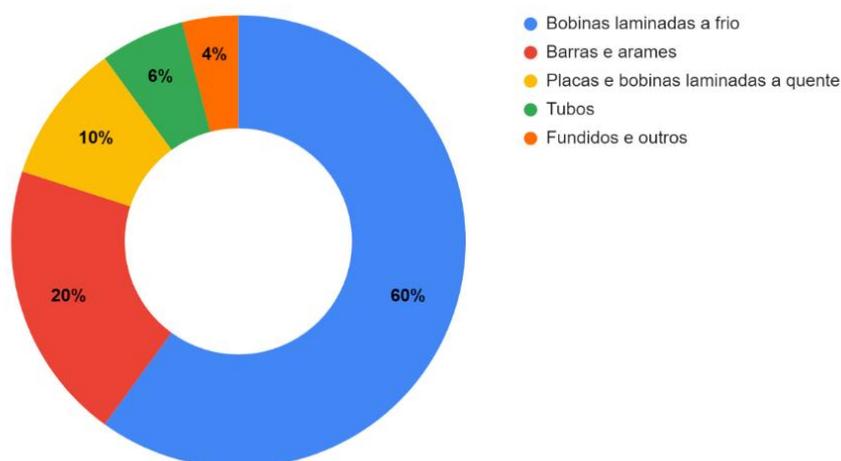


Figura 120 - Utilização de aço inox por tipo de produto em 2021 [2].

Um extenso conjunto de elementos podem ser adicionados aos aços inoxidáveis. Dentre eles, dois se destacam: o cromo, sempre presente devido a sua importância para resistência a corrosão, e o níquel, devido a sua contribuição para a melhoria das propriedades mecânicas. Outros elementos adicionados para melhorar propriedades específicas são o manganês, molibdênio, cobre, titânio, alumínio, silício, nióbio, nitrogênio e enxofre [52].

Os aços inoxidáveis podem ser classificados em cinco grupos, em função de sua microestrutura e composição química, sendo eles: Austeníticos com adição de manganês (série 200); Austeníticos (série 300); Ferríticos (série 400); Martensíticos (série 400) e Duplex [101]. Os aços da série 400 podem apresentar a microestrutura martensítica quando o cromo apresenta um teor mais baixo e o carbono mais alto (em comparação aos aços ferríticos) [52].

O aço inoxidável ferrítico mais popular é o AISI 430, sendo um dos mais produzidos mundialmente [2]. Possui teor de cromo entre 16% e 18%, e teor de carbono inferior a 0,12% [90]. Ele apresenta uma boa resistência a corrosão em ambientes corrosivos moderados, boa estampabilidade, superfície esteticamente atrativa na condição de fornecimento da usina e boa resistência a oxidação a alta temperatura [52] [90].

As características do aço AISI 430 o torna atrativo para aplicações nos setores doméstico, cutelaria, dutos de chaminé, equipamentos diários, componentes decorativos e equipamentos de restauração [90]. Suas maiores limitações são em relação a soldabilidade, devido a

precipitação de carbonitreto de cromo e crescimento elevado do grão, e na estampagem profunda [52].

A Figura 121 ilustra diferentes aplicações dos aços inoxidáveis ferríticos.



Figura 121 - Aplicações em aço inoxidável ferrítico [102].

A partir do aço AISI 430 é possível adicionar outros elementos químicos para se obter diferentes ligas em função das propriedades desejadas [51]. O titânio (Ti) e nióbio (Nb), por exemplo, são elementos chamados estabilizadores, pois estes possuem maior afinidade com o carbono, promovendo a formação de carbonetos de titânio e nióbio, e limitando a formação dos carbonitreto de cromo.

A presença de titânio previne a formação da martensita e limita o crescimento do grão, tornando os aços ferríticos estabilizados soldáveis [52]. A adição de Nb ao aço 430 permite que a microestrutura deste aço permaneça completamente ferrítica durante a laminação a quente, o que contribui para o aumento da fração da componente de textura conhecida como fibra gama, aumentando o coeficiente de anisotropia normal \bar{r} , e assim, melhorando as suas propriedades de estampabilidade [103] [104].

Os aços estabilizados ao titânio mais comuns são o AISI 409, AISI 439, AISI 441 e AISI 444 [51] [52]. O aço AISI 409, com teor de cromo típico de 11% é o aço ferrítico estabilizado mais comum, muito utilizado em sistemas de escapamento de automóveis [51]. Comparado ao AISI 409, o AISI 439 possui melhor resistência a corrosão devido ao maior teor de cromo, entre 17%

e 19% [52]. Ao adicionar nióbio (Nb) ao AISI 439 obtém-se o AISI 441, que possui maior resistência a fluência [105]. O AISI 444, com aproximadamente 18% de cromo e 2% de molibdênio, apresenta boa resistência a todos os tipos de corrosão [106]. A Figura 122 apresenta informações sobre a composição química, propriedades mecânica e químicas, além de algumas aplicações dos aços inoxidáveis ferríticos.

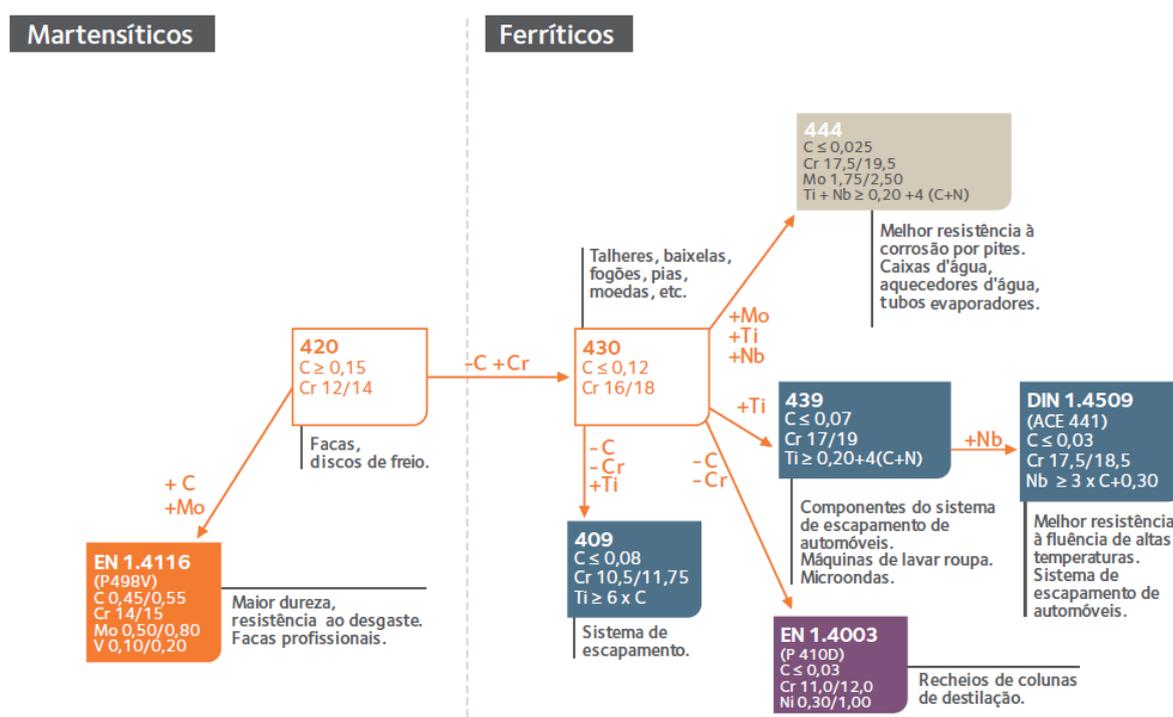


Figura 122 - Aços inoxidáveis da série 400 [52].

Os aços inoxidáveis martensíticos são requeridos em aplicações quando, além da resistência a corrosão, existe requisito de retenção da aresta cortante, alta resistência, alta dureza e resistência ao desgaste. Nestes aços o carbono está em uma concentração que permite sua transformação em austenita em altas temperaturas, e durante o resfriamento, em martensita [52]. Estes aços são fabricados e fornecidos no estado recozido com estrutura ferrítica, permitindo assim maior ductilidade e usabilidade durante o seu processamento. Posteriormente eles são temperados em temperaturas entre 965°C e 1065°C e resfriados em óleo ou ao ar [107].

Entre os aços inoxidáveis martensíticos, o AISI 420 é o mais conhecido, com teor de cromo entre 12% e 14%, e teor de carbono típico de 0,35% [108]. No estado recozido, assim como nos demais aços inoxidáveis martensíticos, este aço não possui boa resistência a corrosão devido a formação de carbonetos de cromo (Cr_{23}C_6) durante a operação de recozimento. Com o temperamento, o carbono compõe a fase martensítica, e desta forma não forma os carbonetos

de cromo [52]. Outros aços martensíticos são variantes do aço AISI 420, como mostrado na Figura 122.

O aço EN 1.4116, com teor de carbono superior a 0,45%, e adições de molibdênio e vanádio (V), apresenta durezas superior à do AISI 420, além de melhor resistência a corrosão e tenacidade, sendo usado em facas de corte profissional [51].

Os aços inoxidáveis austeníticos contém, além do cromo, uma quantidade significativa de níquel [1] [2] [3]. A adição do níquel estabiliza a estrutura austenítica que confere a estes aços boa conformabilidade e ductilidade [109]. A Figura 123 apresenta os principais aços inoxidáveis austeníticos e algumas de suas aplicações. Dentre eles, o aço AISI 304 é o mais comum, que possui excelentes propriedades mecânicas e químicas, dentre elas: resistência a corrosão, boa estampabilidade, boa soldabilidade e bom aspecto superficial [14] [52].

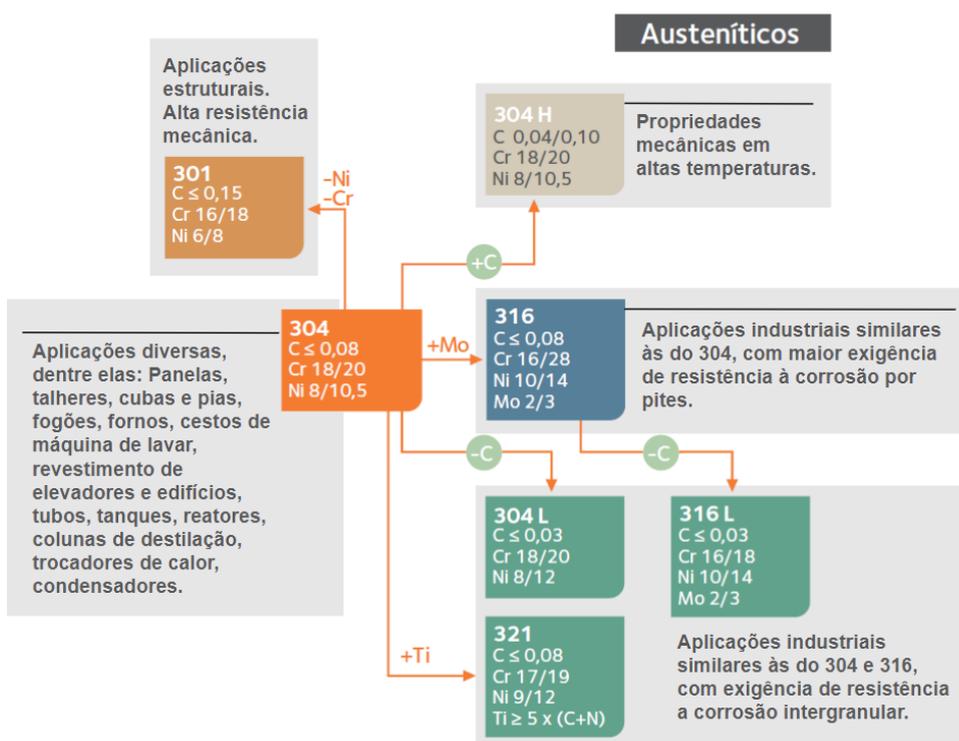


Figura 123 - Aços inoxidáveis da série 300 [52].

Ao adicionar aproximadamente 2% de molibdênio ao aço AISI 304 obtém-se o aço AISI 316, que possui maior resistência a corrosão por pites ou por fresta, sendo recomendado para aplicações em ambientes com maior acidez ou com temperaturas mais elevadas [110]. A Figura 124 ilustra algumas aplicações dos aços inoxidáveis austeníticos, como cubas, pias e painéis.

Quando submetidos a temperaturas entre 425 °C a 850 °C, ocorre nos aços AISI 304 e AISI 316 a precipitação dos carbonetos de cromo (Cr_{23}C_6) [14]. A precipitação ocorre preferencialmente nos contornos de grão, empobrecendo o teor de cromo em solução sólida nas regiões adjacentes a esses contornos, e tornando o material sensível à corrosão intergranular, especialmente em meios ácidos [52]. Este fenômeno é chamado de sensitização [52] [108] [111], e é ilustrado na Figura 125.



Figura 124 - Aplicações do aço inoxidável austenítico [112]

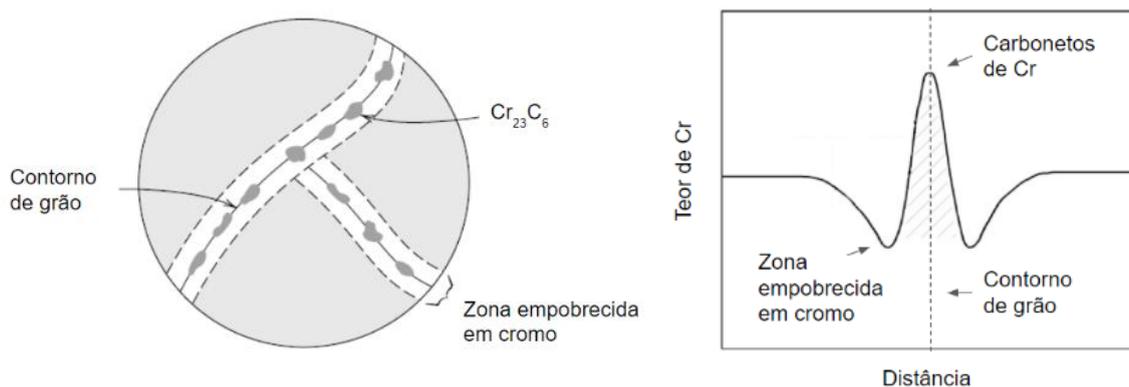


Figura 125 - Representação esquemática do fenômeno de sensitização em aços inoxidáveis [108] [111].

Os aços inoxidáveis AISI 304L e AISI 316L possuem um teor de carbono máximo de 0,03%, o que reduz a um patamar mínimo a sensitização [113] [114]. Os aços AISI 321, AISI 347 e AISI 316Ti possuem elementos estabilizadores como o titânio e o nióbio que também reduzem a sensitização, devido a maior afinidade destes elementos em reagir com o carbono [52].

O acabamento superficial possui importante influência em algumas características do material, como sua limpeza, resistência a corrosão e estampabilidade [14]. A superfície polida geralmente transmite uma imagem de limpeza, além de ter uma maior resistência a corrosão, enquanto a superfície mais rugosa auxilia a lubrificação durante o processo de estampagem [52]. A seleção do acabamento superficial, portanto, é feita em função do processo posterior de fabricação, da aplicação e propósito final do produto.

A norma ASTM-A480/A480M (*“Standard Specification for General Requirements for Flat-Rolled Stainless and Heat-Resisting Steel Plate, Sheet, and Strip”*) estabelece os acabamentos superficiais mais utilizados nos aços inoxidáveis, apresentados na Tabela 23.

Tabela 23 - Designação de acabamento superficial para laminados planos [51] [52] [115].

| DESIGNAÇÃO | | | DESCRIÇÃO |
|------------|-----|--------------------|---|
| ASTM | DIN | Aperam | |
| Nº. 1 | 1D | I1 | Laminado a quente, recozido e decapado. Acabamento opaco e não reflexivo, normalmente utilizado em aplicações industriais. |
| 2D | 2D | I2 | Laminado a frio, recozido e decapado. Liso e não reflexivo, acabamento favorável à retenção de lubrificantes em aplicações de estampagem profunda. Possui rugosidade típica de 0,27 $\mu\text{m Ra}$. |
| 2B | 2B | I3 | Laminado a frio, recozido e decapado. Liso e moderadamente reflexivo, normalmente obtido com passe final de encruamento com cilindros polidos. É o acabamento mais utilizado entre os acabamentos usados nos laminados a frio e possui rugosidade típica inferior a 0,17 $\mu\text{m Ra}$. |
| BA | - | - | Recozido brilhante (“ <i>Bright Annealed</i> ”): Laminado a frio e recozido em atmosfera inerte de modo a evitar a oxidação e escamação durante o recozimento. |
| Nº. 3 | 2G | I8 | Acabamento lixado em uma direção (uma ou duas faces), com rugosidade entre 0,15 a 0,40 $\mu\text{m Ra}$. |
| Nº. 4 | - | S1 | Acabamento lixado em uma direção (uma ou duas faces), com rugosidade entre 0,41 a 0,80 $\mu\text{m Ra}$. |
| Nº 5 | - | - | Acabamentos arquitetônicos: categoria separada, conforme negociação entre comprador e fornecedor. |
| Nº. 6 | 2K | A1 | Acabamento polido satinado (uma ou duas faces), com aparência suave (“ <i>satín finish</i> ”). Possui rugosidade típica entre 0,10 e 0,15 $\mu\text{m Ra}$, mesmo que a aparência seja fosca. |
| Nº. 7 | 2P | P1 | Acabamento polido de alto grau de refletividade (alto brilho), usado principalmente para fins arquitetônicos ou ornamentais (“ <i>buffing bright</i> ”). Possui rugosidade inferior a 0,05 $\mu\text{m Ra}$. |
| Nº. 8 | - | - | Acabamento polido de maior refletividade (espelhado). |
| TR | - | D1, D3, D5, D7, D8 | Acabamento resultante da laminação a frio de um material com acabamento 2D, afim de elevar as propriedades mecânicas. Normalmente utilizado em aplicações estruturais. |

10 APÊNDICE B: EQUAÇÕES FUNDAMENTAIS DE LAMINAÇÃO

A seguir serão apresentadas algumas equações fundamentais do processo de laminação, amplamente abordadas na literatura [7] [14] [69] [70], e cuja demonstração não se faz necessário neste trabalho.

A redução de espessura é representada pela equação (56), em que h_i e h_f correspondem as espessuras inicial e final, respectivamente.

$$\Delta h = h_i - h_f \quad (56)$$

A deformação convencional, também chamada de redução, é representada pela equação (57). A redução verdadeira por sua vez é representada pela equação (58). Observa-se que o normal seria ter as deformações compressivas com sinais negativos, mas por conveniência é comum inverter a convenção em processos de conformação mecânica, de forma que estas fiquem positivas.

$$e = r = \frac{(h_i - h_f)}{h_i} \quad (57)$$

$$\varepsilon = \ln\left(\frac{h_i}{h_f}\right) \quad (58)$$

Para pequenos valores, geralmente inferiores a 8° em que $\text{sen}\alpha \approx \alpha$, o ângulo de contato pode ser aproximado pela equação (59), expresso em radianos.

$$\alpha \approx \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \quad (59)$$

O comprimento projetado do arco de contato é calculado pela equação (60), expresso em milímetros.

$$L_p \approx \sqrt{R \Delta h} \quad (60)$$

A equação (61) permite calcular a tensão de cisalhamento no arco de contato, assumindo que a lei de Coulomb é válida na interface entre o cilindro de trabalho e a chapa:

$$\tau = \mu P_r \quad (61)$$

O coeficiente de atrito entre o cilindro de trabalho e a tira μ , e a redução de espessura máxima Δh_{max} na condição limite para que ocorra a mordida sem o uso de tensões auxiliares, são calculados pelas equações:

$$\mu = \tan \alpha \quad (62)$$

$$\Delta h_{max} \approx \mu^2 R \quad (63)$$

Para o estado plano de deformação, a redução máxima pode ser expressa por:

$$r_{max} = \frac{\Delta h_{max}}{h_i} \approx \frac{\mu^2 R}{h_i} \quad (64)$$

A alteração do raio do cilindro de trabalho devido a deformação elástica pode ser calculada pela equação de Hitchcock, dada por:

$$R' = R \left[1 + \frac{C P}{w \Delta h} \right] \quad (65)$$

em que R' é o raio do cilindro deformado, R o raio do cilindro sem deformação, P a carga de laminação, w é a largura da chapa e no qual se assume constante durante a laminação de chapas, e C é um parâmetro de deformação elástica função do material do cilindro de trabalho, expresso por:

$$C = \frac{16 (1 - \nu^2)}{\pi E} \quad (66)$$

no qual ν e E correspondem ao coeficiente de Poisson e modulo de elasticidade, respectivamente. A carga de laminação P , considerando os efeitos do atrito, o deslizamento entre a chapa e o cilindro, e sem a presença de trações auxiliares, pode ser calculada por:

$$P = \frac{2}{\sqrt{3}} \bar{\sigma}_0 \left[\left(\frac{e^Q - 1}{Q} \right) w \sqrt{R \Delta h} \right] \quad (67)$$

em que Q é dado por:

$$Q = \frac{\mu \sqrt{R \Delta h}}{\bar{h}} \quad (68)$$

e a espessura média da chapa \bar{h} durante a laminação é calculada por:

$$\bar{h} = \frac{(h_i + h_f)}{2} \quad (69)$$

Considerando o uso de trações auxiliares, sendo σ_f a tensão avante e σ_b a tensão a ré, Avitzur (apud. [14]) propôs a equação para cálculo da força P:

$$P = \left[\bar{\sigma}'_0 - \frac{1}{3} (2 \sigma_b + \sigma_f) \right] \left[\left(\frac{e^Q - 1}{Q} \right) w \sqrt{R \Delta h} \right] \quad (70)$$

Para o estado plano de deformações:

$$\sigma'_0 = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_0 \quad (71)$$

$$\varepsilon' = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{h_0}{h_e} \quad (72)$$

em que K e n são os coeficientes de resistência e encruamento do material. O termo $2/\sqrt{3}$ surge devido ao estado plano de deformação. A resistência a deformação do metal é influenciada pela metalurgia, temperatura e taxa de deformação [70].

O limite de escoamento em função da deformação pode ser representado por diferentes equações, dentre elas:

Hollomon:

$$\sigma = K \varepsilon^n \quad (73)$$

ou na forma linearizada:

$$\ln(\sigma) = \ln(K) + n \ln(\varepsilon) \quad (74)$$

Ludwik:

$$\sigma = \sigma_0 + K \varepsilon^n \quad (75)$$

Polinômio de terceiro grau:

$$\sigma = K_1 + K_2 \varepsilon + K_3 \varepsilon^2 + K_4 \varepsilon^3 \quad (76)$$

Em que os valores de n, K, K₁, K₂ e K₃ correspondem a constantes do material.

11 APÊNDICE C: MÉTODO DE RUNGE-KUTTA DE 4ª ORDEM

O método de Runge-Kutta de 4ª ordem (abreviado por RK4) é um dos métodos mais simples e populares para solucionar equações diferenciais ordinárias a partir de condições de contorno iniciais [116]. Dada a função:

$$y' = f(x, y) \quad (77)$$

em que y' é uma equação diferencial de primeira ordem, e y é uma função desconhecida de x .

A aproximação de y_{n+1} pelo método RK4 é dada por:

$$y_{n+1} = y_n + \frac{1}{6}h (f(x_n, z_1) + 2f(t_n + \frac{1}{2}h, z_2) + 2f(t_n + \frac{1}{2}h, z_3) + f(t_n + h, z_4)) \quad (78)$$

$$t_{n+1} = t_n + h \quad (79)$$

em que z_1, z_2, z_3 e z_4 são médias ponderadas de quatro incrementos, que são calculados por:

$$z_1 = y_n \quad (80)$$

$$z_2 = y_n + \frac{1}{2}h f(x_n, z_1) \quad (81)$$

$$z_3 = y_n + \frac{1}{2}h f(x_n + \frac{1}{2}h, z_2) \quad (82)$$

$$z_4 = y_n + \frac{1}{2}h f(x_n + \frac{1}{2}h, z_3) \quad (83)$$

sendo h o valor arbitrado de incremento em x , e $y(x_0) = y_0$ a condição inicial de contorno.

12 APÊNDICE D: PARÂMETROS DE RUGOSIDADE

A norma ABNT NBR ISO 4287:2002 estabelece termos, definições e parâmetros para caracterização do estado da superfície (ondulação e rugosidade) pelo método do levantamento do perfil [117]. Os perfis de rugosidade são derivados do perfil bidimensional de superfície (2D), pela eliminação de ondas longas através do filtro de perfil conforme ilustrado na Figura 126.

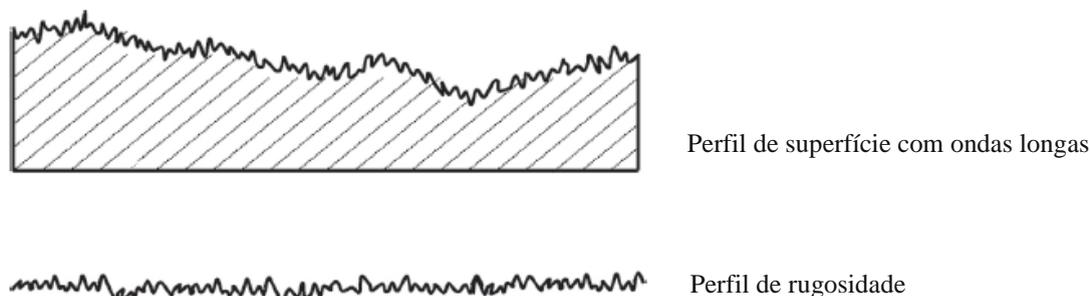


Figura 126 - Perfil de rugosidade: (a) sem filtro e (b) com filtro. Adaptado de Zeng et al. [118].

O comprimento utilizado para identificar as irregularidades do perfil sob avaliação é chamado de comprimento de amostragem, representado por l_p , l_r ou l_w . A altura máxima do perfil R_z é calculada pela altura máxima dos picos do perfil, e a maior das profundidades dos vales no comprimento de amostragem, conforme ilustrado na Figura 127.

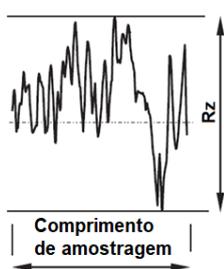


Figura 127 - Altura máxima do perfil R_z .

O comprimento de avaliação corresponde ao comprimento total utilizado para realizar a avaliação (l_n), sendo composto por um ou mais comprimentos de amostragem, conforme norma ABNT NBR ISO 4288:2008 [119]. A partir do comprimento de avaliação, a altura máxima do perfil R_t é calculada pela altura máxima dos picos do perfil, e a maior das profundidades dos vales neste comprimento.

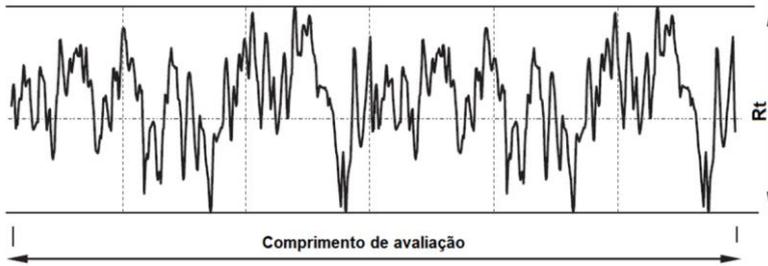


Figura 128 - Altura máxima do perfil R_t .

A partir do perfil de rugosidade, o desvio aritmético médio R_a do perfil avaliado é dado por:

$$R_a = \frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} |Z(x)| dx \quad (84)$$

em que $Z(x)$ é a altura do perfil avaliado em qualquer posição de x . A Figura 129 exemplifica o desvio aritmético médio R_a de um perfil de rugosidade.

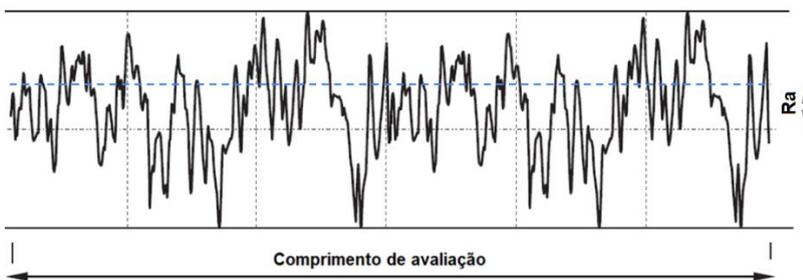


Figura 129 - Ilustração da rugosidade R_a em um perfil avaliado.

O desvio médio quadrático R_q do perfil avaliado é dado por:

$$R_q = \sqrt{\frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} Z(x)^2 dx} \quad (85)$$

O fator de assimetria R_{sk} do perfil avaliado (skewness) é dado por:

$$R_{sk} = \frac{1}{R_q^3} \left[\frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} Z(x)^3 dx \right] \quad (86)$$

O fator de achatamento R_{ku} do perfil avaliado (kurtosis) é dado por:

$$R_{ku} = \frac{1}{R_q^4} \left[\frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} Z(x)^4 dx \right] \quad (87)$$

A Figura 130 ilustra os perfis de skewness positivo e negativo, e a Figura 131 ilustra perfis de kurtosis com $R_{ks} < 3$ e $R_{ks} > 3$, respectivamente.



Figura 130 - Ilustração de perfil de assimetria positivo e negativo. Adaptado de Zeng et al. [118].

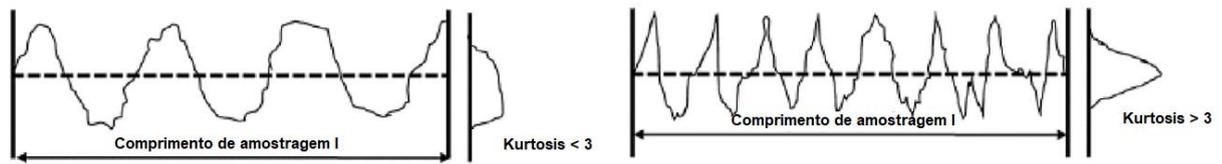


Figura 131 - Ilustração de perfil de achatamento com $R_{ku} < 3$ e $R_{ku} > 3$. Adaptado de Zeng et al. [118].

13 ANEXO I: ESPECIFICAÇÃO TÉCNICA DO LAMINADOR SENDZIMIR N°4 (LB4).

| | | Especificação |
|---------------------------|-------------------------------------|------------------------|
| Dados gerais | Modelo | ZR21BB54 |
| | Ano de instalação | 1998 |
| | Ano do último revamp | - |
| Dados do produto laminado | Espessura máxima | 5 mm |
| | Espessura mínima | 0,2 mm |
| | Largura máxima | 1350 mm |
| | Largura mínima | 600 mm |
| | Peso máximo | 300 kN |
| | Diâmetro interno | 610 mm |
| | Diâmetro máximo | 2100 mm |
| Desempenho | Velocidade máx. de laminação | 800 m/min |
| | Força máxima de laminação | 11 000 kN |
| | Tração máxima | 320/500 kN |
| | Potência - cadeira de laminação | 4740 kW |
| | Potência - bobinadeiras | 4500 kW |
| Automação | Sistema de controle de forma | Siemens BFI |
| | Modelo matemático - Plano de passes | Demag |
| | Sistema de medição de espessura | Thermofisher X-ray DMC |
| | Fabricante do AGC ¹ | ABB |
| | Medição de temperatura da tira | - |
| Cilindro de trabalho | Diâmetro mínimo - máximo | 78 – 104 mm |
| Óleo de laminação | Fornecedor | Daido Dairoll |
| | Tipo | NS12/30 HS |

¹ Sistema automático de controle de espessura (“Automatic Gage Control”).

14 ANEXOS II: ALGORITMOS

14.1 Cálculo dos coeficientes de Swift

% Método numérico para cálculo dos coeficientes de Swift

% A lógica consiste em testar diferentes valores de B e n, e encontrar aqueles que irão gerar o menor erro

clc

clear all

% Curva real do material

% Entrar com os resultados experimentais médios do ensaio até a $\epsilon = 2$

e0=0;

e1=0.05;

e2=0.1;

e3=0.2;

e4=0.3;

e5=0.4;

e6=0.5;

e7=1;

e8=1.5;

e9=2;

e10=2.5;

e11=2.9;

v0=340;

v1=426;

v2=483;

v3=546;

v4=587;

v5=618;

v6=643;

v7=728;

v8=783;

v9=824;

v10=858;

v11=881;

```

%-----
% Criação dos vetores tensão e deformação
e=[e0,e1,e2,e3,e4,e5,e6,e7,e8,e9,e10,e11];
v=[v0,v1,v2,v3,v4,v5,v6,v7,v8,v9,v10,v11];
ys=v0;
%-----
% Teste dos valores de B e n
Int_B=200;
Int_n=100;
Incr_B=1;
Incr_n=0.01;
for i=1:Int_n
    n(i)=Incr_n*i;
end
for j=1:Int_B
    B(j)=Incr_B*j;
end
for j=1:Int_B
for i=1:Int_n
    y1(i,j)=ys*(1+B(j)*e1)^n(i);
    y2(i,j)=ys*(1+B(j)*e2)^n(i);
    y3(i,j)=ys*(1+B(j)*e3)^n(i);
    y4(i,j)=ys*(1+B(j)*e4)^n(i);
    y5(i,j)=ys*(1+B(j)*e5)^n(i);
    y6(i,j)=ys*(1+B(j)*e6)^n(i);
    y7(i,j)=ys*(1+B(j)*e7)^n(i);
    y8(i,j)=ys*(1+B(j)*e8)^n(i);
    y9(i,j)=ys*(1+B(j)*e9)^n(i);
    y10(i,j)=ys*(1+B(j)*e10)^n(i);
    y11(i,j)=ys*(1+B(j)*e11)^n(i);
    err1(i,j)=abs((y1(i,j)-v1)/v1);
    err2(i,j)=abs((y2(i,j)-v2)/v2);
    err3(i,j)=abs((y3(i,j)-v3)/v3);
    err4(i,j)=abs((y4(i,j)-v4)/v4);

```

```

err5(i,j)=abs((y5(i,j)-v5)/v5);
err6(i,j)=abs((y6(i,j)-v6)/v6);
err7(i,j)=abs((y7(i,j)-v7)/v7);
err8(i,j)=abs((y8(i,j)-v8)/v8);
err9(i,j)=abs((y9(i,j)-v9)/v9);
err10(i,j)=abs((y10(i,j)-v10)/v10);
err11(i,j)=abs((y11(i,j)-v11)/v11);

err(i,j)=err1(i,j)+err2(i,j)+err3(i,j)+err4(i,j)+err5(i,j)+err6(i,j)+err7(i,j)+err8(i,j)+err10(i,j)+err
8(i,j)+err11(i,j);
end
end
M = min(err,[], "all") % Encontra o valor de mínimo erro
ind=find(err==M) % Encontra a posição do mínimo erro
% A posição do mínimo erro é continua
y=round(ind/Int_n,0); % Valor de B
x=ind-y*Int_n; % Valor de n
ySwift=[ys,y1(x,y),y2(x,y),y3(x,y),y4(x,y),y5(x,y),y6(x,y),y7(x,y),y8(x,y),y9(x,y),y10(x,y),y
11(x,y)];
% Plotagem da curva real e curva calculada pelo algoritmo
plot (e,v);
hold on
plot (e,ySwift)
legend (["Curva real" "Swift"])
title('Curva de fluxo')
xlabel('Deformação verdadeira')
ylabel('Tensão [MPa]')
Valor_YS=ys
Valor_B=y
Valor_n=x/Int_n

```

14.2 Colina de fricção pelo modelo de Orowan

% Método numérico para cálculo da colina de fricção e deslizamento avante pelo modelo de Orowan

clc

clear all

% Parâmetros do material Y_s , B e n (Eq. de Swift)

$Y_s = 380$;

$B = 52$;

$n = 0.17$;

$w = 1220$; % largura da bobina em mm

$c = 0.00022$; % em mm^2/kg

% Input de todos os passes

% Dados da UM: 206767F8000B - Aço 430A

% a letra v indica que é um vetor

$v_{\text{Passe}} = [1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11]$;

$v_{hi} = [2.951, 2.32, 1.903, 1.587, 1.305, 1.091, 0.92, 0.786, 0.664, 0.567, 0.485]$;

$v_{ho} = [2.319, 1.876, 1.577, 1.305, 1.093, 0.92, 0.778, 0.664, 0.569, 0.486, 0.414]$;

$v_{tb} = [80, 320, 319.2, 319.2, 307.3, 255.2, 217.4, 190.1, 166.1, 145.3, 126.8]$;

$v_{tf} = [399, 404.1, 399.4, 388, 336.2, 291.4, 252.9, 219.8, 191.2, 166.1, 142]$;

$v_{Pr} = [4184.1, 3156.3, 3278, 2659.4, 2878, 2410.8, 2760.5, 2357.9, 2798.5, 2284.1, 2500.4]$;

$v_{Sf_r} = [0.046, 0.023, 0.033, 0.028, 0.031, 0.03, 0.034, 0.034, 0.036, 0.033, 0.034]$;

$v_{Ri} = [43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5]$;

$v_{Sf_r} = v_{Sf_r} * 100$; % Conversão para valores percentuais

$n_i = \text{input}(\text{'Selecione o passe inicial:'})$;

$n_p = \text{input}(\text{'Selecione o passe final:'})$;

$u = \text{input}(\text{'Informe o coef. atrito:'})$;

% Criação de vetores que serão populados com dados da simulação

$\Psi_{\text{Orow}} = \text{zeros}(1, n_p)$;

$Sf_{\text{Orow}} = \text{zeros}(1, n_p)$;

$Sf_{\text{Orow_err}} = \text{zeros}(1, n_p)$;

% Definição das variáveis para cada passe

for $v = n_i : n_p$

$R = v_{Ri}(v)$; % Raio do cilindro em mm

```

Passe = vPasse(v);
he = vhi(1); % em mm - he corresponde a espessura inicial (que é fixa)
hi = vhi(v); % Espessura de entrada do passe em mm
ho = vho(v); % Espessura de saída do passe em mm
tb = vtb(v); % Tração à ré do passe em kN
tf = vtf(v); % Tração à frente do passe em kN
Pr = vPr(v); % Força real medida no passe em kN
Sf_r = vSf_r(v); % Forward slip medido no passe
% Os comandos acima armazenam nas variáveis os valores do passe desejado
% Cálculo do raio deformado Eq. Hitchcock
R = R*(1+(c/(hi-ho)*(Pr*100/w))); % Cálculo do raio deformado em mm
vR(v) = R; % Atualiza o valor do raio do cilindro para o raio deformado
L = sqrt(R*(hi-ho)); % Comprimento do arco de contato em mm
vL(v)=L; % Armazena o valor calculado no vetor referente ao comprimento do arco de
contato
Tb = tb*1000/(w*hi); % Tensão a ré em MPa
Tf = tf*1000/(w*ho); % Tensão a frente em MPa
alfa = asin(L/R); % ângulo total de contato no arco em rad
% Condição de contorno
% Os arcos elásticos foram desprezados
te1 = Tb; % Tensão de ré
te2 = Tf; % Tensão de frente
A01 = 2/sqrt(3)*Ys*(1+2/sqrt(3)*B*log(he/hi))^n; % Área na entrada
A02 = 2/sqrt(3)*Ys*(1+2/sqrt(3)*B*log(he/ho))^n; % Área na saída
N = 100; % Discretização
dt = alfa/N;
t = 1:1:N;
F = zeros(1,length(t));
G = zeros(1,length(t));
% Solução de Orowan
% f corresponde à função diferencial de Orowan na entrada
% g corresponde à função diferencial de Orowan na saída
% a letra t corresponde ao ângulo teta
% a letra F corresponde a função da pressão de contato na saída que se deseja calcular

```

```

% a letra G corresponde a função da pressão de contato na entrada que se deseja calcular
O = zeros(1,length(t));
f = @(t,F) ((2*R/(ho+R*(1-
cos(t))) * cos(t) * tan(t+atan(u))) * F + (2*R*(2/sqrt(3) * Ys * (1+2/sqrt(3) * B * log(he/(ho+2*R*(1-
cos(t))))))^n * cos(t) * tan(t+atan(u))));
g = @(t,G) ((2*R/(ho+R*(1-cos(t))) * cos(t) * tan(t-
atan(u))) * G + (2*R*(2/sqrt(3) * Ys * (1+2/sqrt(3) * B * log(he/(ho+2*R*(1-
cos(t))))))^n * cos(t) * tan(t-atan(u))));
% Condição de contorno
t(1)=0; % o ângulo teta é zero na saída
F(1) = (A02 - te2); % Condição de contorno na saída
G(N+1) = (A01 - te1)/(1+u*tan(alfa)); % Condição de contorno na entrada obtida do artigo
do Alexander
% Método RK4 para Orowan
% Cálculo da curva na saída
for i = 1:1:N
k1 = f (t(i),F(i));
k2 = f (t(i)+dt/2,F(i)+dt/2*k1);
k3 = f (t(i)+dt/2,F(i)+dt/2*k2);
k4 = f (t(i)+dt,F(i)+dt*k3);
F(i+1) = F(i)+(dt/6)*(k1+2*k2+2*k3+k4);
t(i+1) = t(i)+dt;
end
% Cálculo da curva na entrada
dt=-dt;
for j = N+1:-1:2
k1 = g (t(j),G(j));
k2 = g (t(j)+dt/2,G(j)+dt/2*k1);
k3 = g (t(j)+dt/2,G(j)+dt/2*k2);
k4 = g (t(j)+dt,G(j)+dt*k3);
G(j-1) = G(j)+(dt/6)*(k1+2*k2+2*k3+k4);
end
% Combinação das curvas de entrada e saída
for k = 1:1:N+1

```

```

if F(k)<=G(k);
    O(k)=F(k);
else
    O(k)=G(k);
end
end
x = R*sin(t); % Conversão do ângulo teta para distância linear em mm
plot (x,O); % Plotagem do gráfico da colina
pause (1)
legend ("off")
xlabel('Arco de contato (mm)')
ylabel('Tensão (MPa)')
title('Colina de fricção - Modelo de Orowan')
hold on
% Cálculo do deslizamento avante
% O ponto de pico é obtido através do ponto de maior valor dentro da matriz
[Pico_Orow,i]=max(O);
% A função anterior encontra a posição i em que ocorre o pico
Psi_Orow (v)=t(i);
% A função anterior armazena a posição i em psi (ângulo neutro em rad)
% Cálculo do deslizamento avante
Sf_Orow (v)= R/ho*(Psi_Orow(v))^2*100;
% Cálculo do erro
Sf_Orow_err (v) = abs(Sf_Orow(v)-Sf_r);
% Cálculo da Força
F_Orowan (v) = mean(O)*w*L/10^4; % em t
end
grid on

```

14.3 Colina de fricção pelo modelo de Bland & Ford

% Método numérico para cálculo da colina de fricção e deslizamento avante pelo modelo de Bland e Ford

clc

clear all

% Parâmetros do material Y_s , B e n (Equação de Swift)

$Y_s = 380$;

$B = 52$;

$n = 0.17$;

$w = 1220$; % largura da bobina em mm

$c = 0.00022$; % em mm^2/kg

% Input de todos os passes

% Dados da UM: 206767F8000B - Aço 430A

% a letra v indica que é um vetor

$v_{\text{Passe}} = [1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11]$;

$v_{hi} = [2.951, 2.32, 1.903, 1.587, 1.305, 1.091, 0.92, 0.786, 0.664, 0.567, 0.485]$;

$v_{ho} = [2.319, 1.876, 1.577, 1.305, 1.093, 0.92, 0.778, 0.664, 0.569, 0.486, 0.414]$;

$v_{tb} = [80, 320, 319.2, 319.2, 307.3, 255.2, 217.4, 190.1, 166.1, 145.3, 126.8]$;

$v_{tf} = [399, 404.1, 399.4, 388, 336.2, 291.4, 252.9, 219.8, 191.2, 166.1, 142]$;

$v_{Pr} = [4184.1, 3156.3, 3278, 2659.4, 2878, 2410.8, 2760.5, 2357.9, 2798.5, 2284.1, 2500.4]$;

$v_{Sf_r} = [0.046, 0.023, 0.033, 0.028, 0.031, 0.03, 0.034, 0.034, 0.036, 0.033, 0.034]$;

$v_{Ri} = [43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5]$;

$n_i = \text{input}(\text{'Selezione o passe inicial:'})$;

$n_p = \text{input}(\text{'Selezione o passe final:'})$;

% Criação de vetores que serão populados com dados da simulação

$\Psi_{BF} = \text{zeros}(1, n_p)$; % Vetor ângulo neutro

$Sf_{BF} = \text{zeros}(1, n_p)$; % Vetor deslizamento avante calculado

$Sf_{BF_err} = \text{zeros}(1, n_p)$; % Vetor erro do deslizamento avante calculado

$v_{Sf_r} = v_{Sf_r} * 100$; % Conversão para valores percentuais

% Definição das variáveis para cada passe

for $v = n_i : n_p$

$u = \text{input}(\text{'Valor inicial de u:'})$; % Valor arbitrado de atrito

$R = v_{Ri}(v)$; % Raio do cilindro em mm

```

Passe = vPasse(v);
he = vhi(1); % em mm - he corresponde a espessura inicial (que é fixa)
hi = vhi(v); % Espessura de entrada do passe em mm
ho = vho(v); % Espessura de saída do passe em mm
tb = vtb(v); % Tração à ré do passe em kN
tf = vtf(v); % Tração à frente do passe em kN
Pr = vPr(v); % Força real medida no passe em kN
Sf_r = vSf_r(v); % Deslizamento avante medido no passe
% Os comandos acima armazenam nas variáveis os valores do passe desejado
% Cálculo do raio deformado Eq. Hitchcock
R = R*(1+(c/(hi-ho)*(Pr*100/w))); % Cálculo do raio deformado em mm
vR(v) = R; % Atualiza o valor do raio do cilindro para o raio deformado
L = sqrt(R*(hi-ho)); % Comprimento do arco de contato em mm
vL(v)=L; % Armazena o valor calculado no vetor referente ao comprimento do arco de
contato
Tb = tb*1000/(w*hi); % Tensão a ré em MPa
Tf = tf*1000/(w*ho); % Tensão a frente em MPa
alfa = asin(L/R); % Ângulo total de contato no arco em rad
% Condição de contorno
% Os arcos elásticos foram desprezados
te1 = Tb; % Tensão de ré
te2 = Tf; % Tensão de frente
A01 = 2/sqrt(3)*Ys*(1+2/sqrt(3)*B*log(he/hi))^n; % LE na entrada
A02 = 2/sqrt(3)*Ys*(1+2/sqrt(3)*B*log(he/ho))^n; % LE na saída
A00 = (A01+A02)/2; % LE médio
N = 100; % Discretização
dt = alfa/N;
t(1)=0; % teta inicia em 0
for i = 1:1:N
    t(i+1) = t(i)+dt; % vetor teta
end
% Solução de Bland e Ford
% a letra t corresponde ao ângulo teta
% ys corresponde a função da pressão de contato na saída que se deseja calcular

```

```

% ye corresponde a função da pressão de contato na entrada que se deseja calcular
Hi = 2*sqrt(R/ho)*atan(sqrt(R/ho)*alfa); % Parâmetro Hi
Ho = 0; % Cond. contorno --> Ho = 0
y1 = (1-te1/A01);
y2 = (1-te2/A02);
Hn = Hi/2-1/(2*u)*log(y2/y1*hi/ho);
psi = sqrt(ho/R)*tan(sqrt(ho/R)*Hn/2); % Ângulo neutro
% Cálculo da curva na entrada e saída
for i=1:N+1
    H = 2*sqrt(R/ho)*atan(sqrt(R/ho)*t(i));
    h = ho+2*R*(1-cos(t(i)));
    ye(i) = (h/hi)*exp(u*(Hi-H))*A00*y1;
    ys(i) = (h/ho)*exp(u*(H))*A00*y2;
    vh(i) = h;
% Combinação das curvas de entrada e saída
if ye(i)<=ys(i)
y(i) = ye(i);
else
y(i) = ys(i);
end
end
x = R*sin(t); % Conversão do ângulo teta para distância linear em mm
plot (x,y); % Plotagem do gráfico da colina
xlabel('Arco de contato (mm)')
ylabel('Tensão (MPa)')
% title('Colina de fricção - Modelo de Bland & Ford')
hold on
pause (1)
legend ()
% Cálculo do deslizamento avante
% O ponto de pico é obtido através do ponto de maior valor dentro da matriz
[Pico_BF,j]=max(y);
% A função anterior encontra a posição j em que ocorre o pico
Psi_BF (v)=t(j);

```

```
% A função anterior armazena a posição j em psi (ângulo neutro em rad)
% Cálculo do deslizamento avante
Sf_BF(v) = R/ho*(Psi_BF(v))^2*100;
% Cálculo do erro
Sf_BF_err(v) = abs(Sf_BF(v)-Sf_r);
% Cálculo da Força
F_BF(v) = mean(y)*w*L/10^4; % em t
end
grid on
```

14.4 Colina de fricção pelo modelo de Alexander

% Método numérico para cálculo da colina de fricção e deslizamento avante pelo modelo de Alexander

clc

clear all

% Parâmetros do material Y_s , B e n (Equação de Swift)

$Y_s = 380$;

$B = 52$;

$n = 0.17$;

% Obtidos pelo ensaio Ford

$w = 1220$; % Largura da chapa em mm

$c = 0.00022$; % Coeficiente do material em mm^2/kg

% Input de todos os passes

% Dados da UM: 206767F8000B - Aço 430A

% a letra v indica que é um vetor

$v_{\text{Passe}} = [1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11]$;

$v_{hi} = [2.951, 2.32, 1.903, 1.587, 1.305, 1.091, 0.92, 0.786, 0.664, 0.567, 0.485]$;

$v_{ho} = [2.319, 1.876, 1.577, 1.305, 1.093, 0.92, 0.778, 0.664, 0.569, 0.486, 0.414]$;

$v_{tb} = [80, 320, 319.2, 319.2, 307.3, 255.2, 217.4, 190.1, 166.1, 145.3, 126.8]$;

$v_{tf} = [399, 404.1, 399.4, 388, 336.2, 291.4, 252.9, 219.8, 191.2, 166.1, 142]$;

$v_{Pr} = [4184.1, 3156.3, 3278, 2659.4, 2878, 2410.8, 2760.5, 2357.9, 2798.5, 2284.1, 2500.4]$;

$v_{Sf_r} = [0.046, 0.023, 0.033, 0.028, 0.031, 0.03, 0.034, 0.034, 0.036, 0.033, 0.034]$;

$v_{Ri} = [43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5, 43.5]$;

$v_{Sf_r} = v_{Sf_r} * 100$; % Conversão para valores percentuais

$ni = \text{input}(\text{'Selecione o passe inicial:'})$;

$np = \text{input}(\text{'Selecione o passe final:'})$;

% Criação de vetores que serão populados com dados da simulação

$vu = \text{zeros}(1,np)$; % Comando para criar um vetor nulo para armazenar os valores de coeficiente de atrito

$\Psi_{\text{Alex}} = \text{zeros}(1,np)$; % Comando para criar um vetor nulo para armazenar os valores do ângulo neutro da colina de fricção

$Sf_{\text{Alex}} = \text{zeros}(1,np)$; % Comando para criar um vetor nulo para armazenar os valores de deslizamento avante calculados

```

Sf_Alex_err= zeros(1,np); % Comando para criar um vetor nulo para armazenar os valores do
erro do deslizamento avante calculado
% Definição das variáveis para cada passe
for v=ni:np
u = input('Informe o coef. atrito:');
R = vRi(v); % Raio do cilindro em mm
Passe = vPasse(v);
he = vhi(1); % em mm - he corresponde a espessura inicial (que é fixa)
hi = vhi(v); % Espessura de entrada do passe em mm
ho = vho(v); % Espessura de saída do passe em mm
tb = vtb(v); % Tração a ré do passe em kN
tf = vtf(v); % Tração a frente do passe em kN
Pr = vPr(v); % Força real medida no passe em kN
Sf_r = vSf_r(v); % Deslizamento avante medido no passe (em percentual)
% Os comandos acima armazenam nas variáveis os valores do passe desejado
% Cálculo do raio deformado - Eq. Hitchcock
R = R*(1+(c/(hi-ho)*(Pr*100/w))); % Cálculo do raio deformado em mm
vR(v) = R; % Atualiza o valor do raio do cilindro para o raio deformado
L = sqrt(R*(hi-ho)); % Comprimento do arco de contato em mm
vL(v)=L; % Armazena o valor calculado no vetor referente ao comprimento do arco de
contato
Tb = tb*1000/(w*hi); % Tensão a ré em MPa
Tf = tf*1000/(w*ho); % Tensão a frente em MPa
alfa = asin(L/R); % ângulo total de contato no arco
% Solução de Alexander
% Variáveis u phi R k theta phi Ys B n1 he
% Espessura inicial da chapa he
% f corresponde à função diferencial de Alexander na entrada
% g corresponde à função diferencial de Alexander na saída
% a letra t corresponde ao ângulo teta
% a letra S corresponde a função da pressão de contato na saída que se deseja calcular
% a letra G corresponde a função da pressão de contato na entrada que se deseja calcular
% Derivadas para a função de Runge-Kutta de 4a ordem

```

```

f = @(t,S) (u*sec(t)*(2*R/(ho+2*R*(1-cos(t)))+sec(t))/(1-u*tan(t))*S+((2*R/(ho+2*R*(1-
cos(t)))*(2/sqrt(3)*Ys*(1+2/sqrt(3)*B*log(he/(ho+2*R*(1-cos(t))))))^n)*sin(t)+((-
8/3*Ys*n*B*R*sin(t)*(1+2/sqrt(3)*B*log(he/(ho+2*R*(1-cos(t))))))^(n-1))/(ho+2*R*(1-
cos(t))))/(1-u*tan(t)); %Função da derivada de Y na saída
g = @(t,S) (-u*sec(t)*(2*R/(ho+2*R*(1-cos(t)))+sec(t))/(1+u*tan(t))*S+((2*R/(ho+2*R*(1-
cos(t)))*(2/sqrt(3)*Ys*(1+2/sqrt(3)*B*log(he/(ho+2*R*(1-cos(t))))))^n)*sin(t)+((-
8/3*Ys*n*B*R*sin(t)*(1+2/sqrt(3)*B*log(he/(ho+2*R*(1-cos(t))))))^(n-1))/(ho+2*R*(1-
cos(t))))/(1+u*tan(t)); %Função da derivada de Y na entrada
% Condição de contorno
% Os arcos elásticos foram desprezados
te1 = Tb; % Tensão a ré
te2 = Tf; % Tensão a frente
A01 = 2/sqrt(3)*Ys*(1+2/sqrt(3)*B*log(he/hi))^n; % LE na entrada
A02 = 2/sqrt(3)*Ys*(1+2/sqrt(3)*B*log(he/ho))^n; % LE na saída
N = 100; % Discretização
dt = alfa/N;
t = 1:1:N;
S = zeros(1,length(t)); % Comando para criar um vetor nulo para armazenar os valores da
tensão na saída
G = zeros(1,length(t)); % Comando para criar um vetor nulo para armazenar os valores da
tensão na entrada
Y = zeros(1,length(t)); % Comando para criar um vetor nulo para armazenar os valores da
tensão (curva de entrada e saída)
t(1)=0; % o ângulo teta é zero na saída
S(1) = (A02 - te2); % Condição de contorno na saída
G(N+1) = (A01 - te1)/(1+u*tan(alfa)); % Condição de contorno na entrada obtida do artigo
do Alexander
% Método RK4
% Cálculo da primeira curva (saída)
for i = 1:1:N
k1 = f (t(i),S(i));
k2 = f (t(i)+dt/2,S(i)+dt/2*k1);
k3 = f (t(i)+dt/2,S(i)+dt/2*k2);
k4 = f (t(i)+dt,S(i)+dt*k3);

```

```

S(i+1) = S(i)+(dt/6)*(k1+2*k2+2*k3+k4);
t(i+1) = t(i)+dt;
end
dt=-dt;
% Cálculo da segunda curva (entrada)
% Devido a condição de contorno ser na entrada, a segunda curva é calculada do final do arco
para o início
% Após testes identifiquei que é necessário iniciar em N+1 ao invés de iniciar em N
for j = N+1:-1:2
k1 = g (t(j),G(j));
k2 = g (t(j)+dt/2,G(j)+dt/2*k1);
k3 = g (t(j)+dt/2,G(j)+dt/2*k2);
k4 = g (t(j)+dt,G(j)+dt*k3);
G(j-1) = G(j)+(dt/6)*(k1+2*k2+2*k3+k4);
end
% Loop para selecionar a curva de menor valor
for k = 1:1:N+1
if S(k)<=G(k);
Y(k)=S(k);
else
Y(k)=G(k);
end
end
x = R*sin(t); % Conversão do valor angular para valores em x
plot (x,Y) % Plota o gráfico da colina de fricção
xlabel('Arco de contato (mm)') % Formatação do gráfico
ylabel('Tensão (MPa)') % Formatação do gráfico
% title('Colina de fricção - Modelo de Alexander')
% Formatação do gráfico
hold on
pause (1)
legend ()
[Pico_Alex,i]=max(Y); % Este comando encontra a posição i no vetor que corresponde ao
pico

```

```
Psi_Alex (v)=t(i); % Este comando armazena o valor de psi que corresponde ao x da posição  
do pico  
Sf_Alex (v)= R/ho*(Psi_Alex(v))^2*100; % Fórmula para cálculo do deslizamento avante em  
função do ângulo neutro psi  
Sf_Alex_err (v)= abs(Sf_Alex(v)-vSf_r(v)); % Cálculo do erro  
% Cálculo da Força  
F_Alex (v) = mean(Y)*w*L/10^4; % em t  
end
```

15 ANEXO III: COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS IMPLÍCITO E EXPLÍCITO

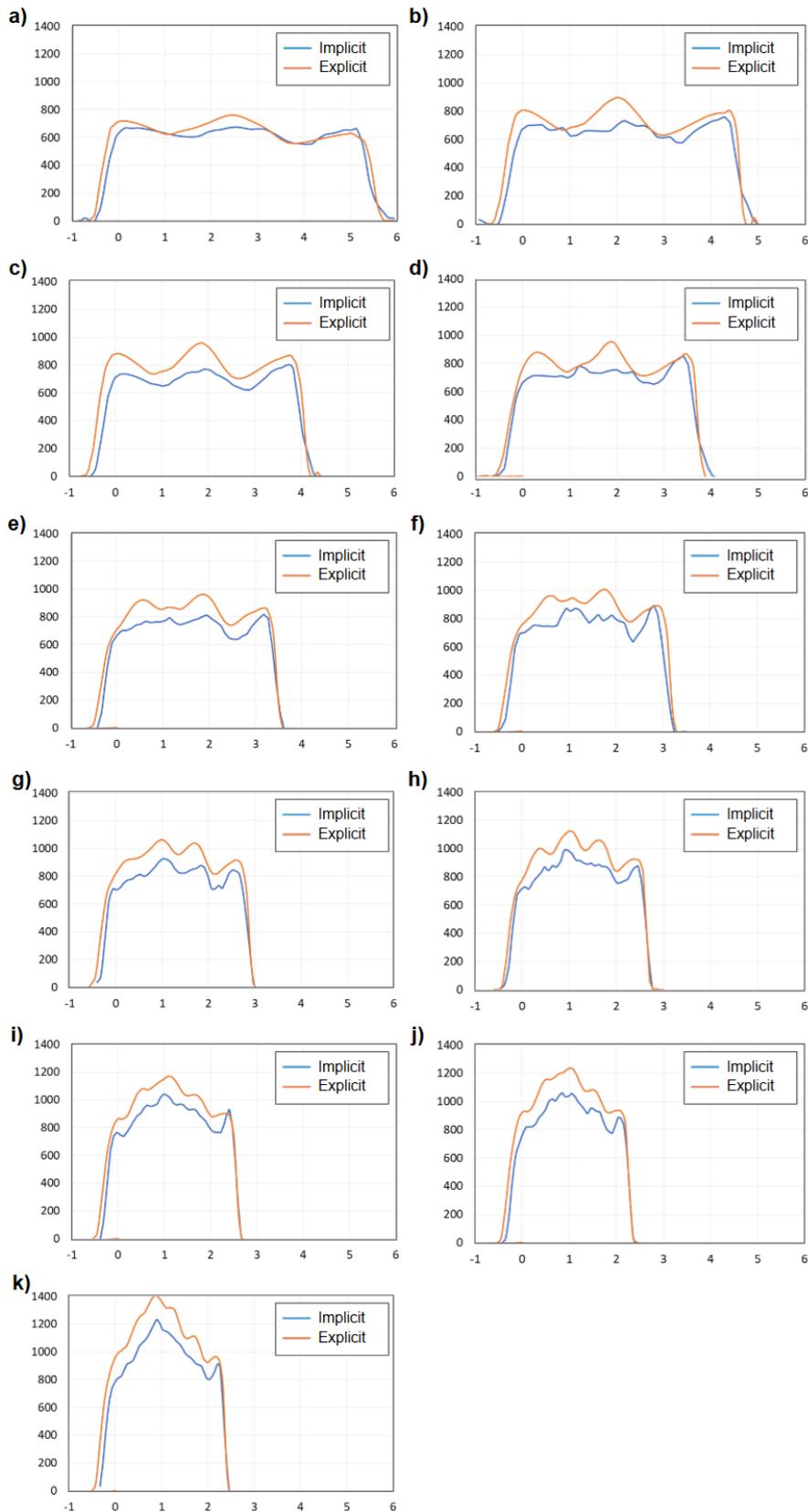


Figura 132 - Colina de fricção obtida pelos métodos implícito (Implicit) e explícito (Explicit). Na sequência alfabética do 1º ao último passe, sendo a) 1º passe e k) último passe.