

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas

Dissertação de Mestrado

“ESTUDO DOS PROCESSOS DE AMACIAMENTO NO LAMINADOR
CONTÍNUO DA V&M DO BRASIL”.

Autor: Pedro Picorelli Ferraz
Orientador: Prof. Dr. Ronaldo A. N. M. Barbosa
Co-orientador: Dr. Ricardo N. de Carvalho

Março/2009

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas

Pedro Picorelli Ferraz

“ESTUDO DOS PROCESSOS DE AMACIAMENTO NO LAMINADOR
CONTÍNUO DA V&M DO BRASIL”

Dissertação de Mestrado apresentada ao Curso de Pós-Graduação em Engenharia
Metalúrgica e de Minas, da Universidade Federal de Minas Gerais, em fevereiro de
2009

Área de concentração: Ciência e Engenharia de Materiais

Orientador: Prof. Dr. Ronaldo A. N. M. Barbosa

Co-orientador: Dr. Ricardo N. de Carvalho

Belo Horizonte
Escola de Engenharia da UFMG
2009

Dedico este trabalho aos meus pais, que
sempre acreditaram em mim e à
Gigi, pelo amor e compreensão.

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador, professor Dr. Ronaldo Barbosa pela confiança de que seria possível realizar esse trabalho e pela serenidade durante todo o processo;

Ao meu co-orientador, Dr. Engenheiro Ricardo Nolasco, sem o qual seria impossível realizar esse trabalho;

Aos engenheiros Marcelo Ferreira, Ricardo Batista, Leonardo Ferreira, Ronan Veríssimo, Paulo Junqueira, que viabilizaram esse trabalho tecnicamente e economicamente;

A equipe da laminação contínua da V&M do Brasil, que com sua competência permitiram minha ausência, especialmente aos senhores José Pereira, Virgílio Trindade e Gustavo Manetta;

A equipe do laboratório da V&M do Brasil, pelas inúmeras horas trabalhadas na fabricação de corpos de prova;

Ao Centro de Estudos Vallourec (CEV), pela excelente simulação do laminador contínuo que apresentou grande relevância no presente trabalho;

A secretaria do CPGEM, pela ajuda no decorrer do curso de mestrado;

A V&M do Brasil, por acreditar que existe retorno em investir em conhecimento.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	v
LISTA DE TABELAS	vii
LISTA DE SÍMBOLOS.....	ix
RESUMO	iii
1. INTRODUÇÃO.....	1
2. OBJETIVO	3
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
3.1. Produção de Tubos Sem Costura na Vallourec & Mannesmann do Brasil.....	4
3.2. Processos de amaciamento na deformação a quente	7
3.3 Caracterização termomecânica do processo de laminação de tubos até a laminação contínua.....	13
3.4. Modelamento matemático para a laminação a quente	19
3.5. Método dos elementos finitos	25
4. MATERIAIS E MÉTODOS.....	26
4.1. Ligas usadas	26
4.2 Simulação por elementos finitos	29
4.3 Cálculo convencional dos parâmetros de laminação	30
4.4 Modelamento matemático.....	31
5. RESULTADOS.....	33
5.1. Caracterização dos parâmetros termomecânicos da linha de laminação para o aço Grau B cilindro convencional	34
5.2. Caracterização dos parâmetros termomecânicos da linha de laminação para o aço DINX20Cr13 cilindro convencional	41
5.3. Caracterização dos parâmetros termomecânicos da linha de laminação para o aço Grau B cilindro modificado.....	45
5.4. Caracterização dos parâmetros termomecânicos da linha de laminação para o aço DINX20Cr13 cilindro modificado	52
6. DISCUSSÃO.....	58
6.1 Simulação via elementos finitos.	58
6.2.Comparação dos processos de amaciamento na laminação contínua da V&M do Brasil	59
6.3.Comparação entre cinética de amaciamento do aço AISI304 e do aço DINX20Cr13	66
6.4 Influência da geometria no surgimento das ondulações.....	71
7. CONCLUSÕES.....	74

8. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	75
9. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	76

LISTA DE FIGURAS

<i>Figura 3.1. Fluxo do processo da laminação contínua da V&M do Brasil.</i>	5
<i>Figura 3.2. Representação esquemática do processo de perfuração.</i>	5
<i>Figura 3.3. Disposição dos cilindros no laminador contínuo.</i>	6
<i>Figura 3.4. Curvas esquemáticas de tensão x deformação mostrando os processos de amaciamento e endurecimento, (Padilha e Siciliano, 2005)</i>	8
<i>Figura 3.5. Curvas esquemáticas de tensão x deformação mostrando os processos de recristalização dinâmica periódica e contínua, (Padilha e Siciliano, 2005)</i>	10
<i>Figura 3.6. Curva tensão x deformação em ensaio de compressão com taxa de deformação de $1,8 \times 10^{-2}$ (Padilha e Siciliano, 2005).</i>	12
<i>Figura 3.7. Determinação do ponto crítico para a recristalização dinâmica de acordo (Poliak e Jonas, 1996).</i>	14
<i>Figura 3.8. Região da deformação projetada sobre o eixo do cilindro do laminador perfurador.</i>	16
<i>Figura 3.9: Evolução do tamanho de grão consumido (d_w), em recristalização (d_r) e médio ($\bar{d}$), durante os processos de recristalização e crescimento (Hodgson et al, 1992).</i>	23
<i>Figura 4.1: Representação esquemática das geratrizes dos cálculos de deformação.</i>	30
<i>Figura 5.1. Comparação das deformações do laminador contínuo obtidas por cálculo convencional em diferentes geratrizes para o Grau B, cilindro convencional</i>	36
<i>Figura 5.2. Comparação das deformações do laminador contínuo obtidas via elementos finitos em diferentes geratrizes para o Grau B, cilindro convencional</i>	38
<i>Figura 5.3. Comparação das deformações na geratriz 0° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos, para o aço Grau B, cilindro convencional.</i>	39
<i>Figura 5.4. Comparação das deformações na geratriz 45° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos, para o aço Grau B, cilindro convencional</i>	40
<i>Figura 5.5. Comparação das deformações na geratriz 90° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos, para o aço Grau B, cilindro convencional</i>	40
<i>Figura 5.6. Comparação das deformações do laminador contínuo obtidas via elementos finitos em diferentes geratrizes para o DINX20Cr13, cilindro convencional</i>	42
<i>Figura 5.7. Comparação das deformações na geratriz 0° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos, para o aço DINX20Cr13, cilindro convencional.</i>	43

<i>Figura 5.8 Comparação das deformações na geratriz 45° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos, para o aço DINX20Cr13, cilindro convencional.....</i>	<i>44</i>
<i>Figura 5.9 Comparação das deformações na geratriz 90° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos, para o aço DINX20Cr13, cilindro convencional.....</i>	<i>44</i>
<i>Figura 5.10. Comparação das deformações do laminador contínuo obtidas por cálculo convencional em diferentes geratrizes para o Grau B, cilindro modificado..</i>	<i>46</i>
<i>Figura 5.11. Comparação das deformações do laminador contínuo obtidas via elementos finitos em diferentes geratrizes para o Grau B, cilindro modificado.....</i>	<i>49</i>
<i>Figura 5.12. Comparação das deformações na geratriz 0° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos para o aço GrauB, cilindro modificado.....</i>	<i>50</i>
<i>Figura 5.13. Comparação das deformações na geratriz 45° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos para o aço Grau B, cilindro modificado.....</i>	<i>51</i>
<i>Figura 5.14. Comparação das deformações na geratriz 90° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos para o aço Grau B, cilindro modificado.....</i>	<i>51</i>
<i>Figura 5.15. Comparação das deformações do laminador contínuo obtidas via elementos finitos em diferentes geratrizes para o aço DINX20Cr13, cilindro modificado.....</i>	<i>54</i>
<i>Figura 5.16. Comparação das deformações na geratriz 0° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos para o aço DINX20Cr13, cilindro modificado.....</i>	<i>55</i>
<i>Figura 5.17. Comparação das deformações na geratriz 45° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos para o aço DINX20Cr13, cilindro modificado.....</i>	<i>55</i>
<i>Figura 5.18. Comparação das deformações na geratriz 90° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos para o aço DINX20Cr13, cilindro modificado.....</i>	<i>56</i>
<i>Figura 6.1. Comparação das curvas de amaciamento do AISI304, Grau B e DINX20Cr13.....</i>	<i>67</i>
<i>Figura 6.2. Comparação das curvas de amaciamento do AISI304 modificado, Grau B e DINX20Cr13</i>	<i>68</i>
<i>Figura 6.3. Espessura de parede por cadeira para o aço DINX20Cr13 cilindro convencional.....</i>	<i>71</i>
<i>Figura 6.4. Espessura de parede por cadeira para o aço DINX20Cr13 cilindro modificado.....</i>	<i>71</i>
<i>Figura 6.5. do perfil antes da laminação.....</i>	<i>72</i>
<i>Figura 6.6 Vista em planta do material antes de ser laminado</i>	<i>72</i>
<i>Figura 6.7 Vista em planta do material antes após ser laminado</i>	<i>72</i>

LISTA DE TABELAS

<i>Tabela III.1. Principais equações para cinética de amaciamento para o aço C-Mn..</i>	21
<i>Tabela III.2. Principais equações para tamanho de grão recristalizado para o aço C-Mn.</i>	22
<i>Tabela III.3. Principais equações para crescimento de grão.</i>	24
<i>Tabela III.4. constantes a, b e c da equação 3.15.....</i>	24
<i>Tabela IV.1. Composição química das ligas estudadas.</i>	28
<i>Tabela IV.2. Classificação dos diferentes tipos de laminação quanto ao aparecimento de ondulações.....</i>	31
<i>Tabela V.1. Forma de cálculo dos ciclos termomecânicos.</i>	33
<i>Tabela V.2. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 0°, Grau B, cilindro convencional, método convencional.</i>	35
<i>Tabela V.3. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 45°, Grau B, cilindro convencional, método convencional.</i>	35
<i>Tabela V.4. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 90°, Grau B, cilindro convencional, método convencional..</i>	35
<i>Tabela V.5. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 0°, Grau B, cilindro convencional, método elementos finitos.</i>	37
<i>Tabela V.6. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 45°, Grau B, cilindro convencional, método elementos finitos..</i>	37
<i>Tabela V.7. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 90°, Grau B, cilindro convencional, método elementos finitos.</i>	38
<i>Tabela V.8. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 0°, DINX20Cr13, cilindro convencional, método elementos finitos.</i>	41
<i>Tabela V.9. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 45°, DINX20Cr13, cilindro convencional, método elementos finitos.</i>	41
<i>Tabela V.10. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 90°, DINX20Cr13, cilindro convencional, método elementos finitos.</i>	42
<i>Tabela V.11. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 0°, Grau B, cilindro modificado, método convencional.....</i>	45
<i>Tabela V.12. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 45°, Grau B, cilindro modificado, método convencional.....</i>	46
<i>Tabela V.13. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 90°, Grau B, cilindro modificado, método convencional.....</i>	46
<i>Tabela V.14. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 0°, Grau B, cilindro modificado, método elementos finitos.....</i>	48
<i>Tabela V.15. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 45°, Grau B, cilindro modificado, método elementos finitos.....</i>	48

<i>Tabela V.16. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 90°, Grau B, cilindro modificado, método elementos finitos.....</i>	<i>48</i>
<i>Tabela V.17. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 0°, DINX20Cr13, cilindro modificado, método elementos finitos.....</i>	<i>53</i>
<i>Tabela V.18. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 45°, DINX20Cr13, cilindro modificado, método elementos finitos.....</i>	<i>53</i>
<i>Tabela V.19. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 90°, DINX20Cr13, cilindro modificado, método elementos finitos.....</i>	<i>53</i>
<i>Tabela VI.1. Modelamento matemático: Grau B, cilindro convencional, 0°.....</i>	<i>60</i>
<i>Tabela VI.2. Modelamento matemático: Grau B, cilindro convencional, 45°.....</i>	<i>60</i>
<i>Tabela VI.3. Modelamento matemático: Grau B, cilindro convencional, 90°.....</i>	<i>60</i>
<i>Tabela VI.4. Modelamento matemático: DINX20Cr13, cilindro convencional, 0°... ..</i>	<i>62</i>
<i>Tabela VI.5. Modelamento matemático: DINX20Cr13, cilindro convencional, 45°..</i>	<i>62</i>
<i>Tabela VI.6. Modelamento matemático: DINX20Cr13, cilindro convencional, 90°..</i>	<i>63</i>
<i>Tabela VI.7. Modelamento matemático: DINX20Cr13, cilindro modificado, 0°.....</i>	<i>65</i>
<i>Tabela VI.8. Modelamento matemático: DINX20Cr13, cilindro modificado, 45°.....</i>	<i>65</i>
<i>Tabela VI.9. Modelamento matemático: DINX20Cr13, cilindro modificado, 90°.....</i>	<i>65</i>
<i>Tabela VI.10. Modelamento matemático ajustado: DINX20Cr13, cilindro convencional, 0°.....</i>	<i>68</i>
<i>Tabela VI.11. Modelamento matemático ajustado: DINX20Cr13, cilindro convencional, 45°.....</i>	<i>69</i>
<i>Tabela VI.12. Modelamento matemático ajustado: DINX20Cr13, cilindro convencional, 90°.....</i>	<i>69</i>
<i>Tabela VI.13. Modelamento matemático ajustado: DINX20Cr13, cilindro modificado, 0°.....</i>	<i>69</i>
<i>Tabela VI.14. Modelamento matemático ajustado: DINX20Cr13, cilindro modificado, 45°.....</i>	<i>70</i>
<i>Tabela VI.15. Modelamento matemático ajustado: DINX20Cr13, cilindro modificado, 90°.....</i>	<i>70</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

FB: Forno de Aquecimento de Blocos

LP: Laminador Perfurador

LR: Laminador Redutor

LC: Laminador Contínuo

FI: Forno Intermediário

LE: Laminador Redutor Estirador

d_0 : Tamanho de grão inicial

d_i : Diâmetro médio da lupa inicial (antes do passe)

d_f : Diâmetro médio da lupa final (após o passe)

$d\varepsilon/dt$: Velocidade de deformação

G' : Distância entre cilindros medida no seu diâmetro máximo

G_n : Profundidade do canal para o passe n

L : Comprimento de contato do cilindro

L_{ep} : Distância entre duas cadeiras consecutivas

l_i : Comprimento do bloco ou lupa inicial (antes do passe)

l_f : Comprimento do bloco ou lupa final (após o passe)

N : Rotação do cilindro no laminador oblíquo

OD_0 : Diâmetro externo do bloco

OD_f : Diâmetro externo da lupa

t : tempo

t_{ep} : tempo entre passes

t_i : espessura da parede inicial (antes do passe)

t_f : espessura da parede final (após o passe)

α : Semi-ângulo entre dois cilindros do laminador oblíquo

β_l : Ângulo de entrada do cilindro

ε : Deformação verdadeira

ε_c : Componente da deformação no sentido circunferencial ou também deformação crítica para recristalização

ε_{eq} :	Deformação equivalente
ε_l :	Componente da deformação no sentido longitudinal
ε_p :	Deformação de pico
ε_t :	Componente da deformação no sentido da espessura de parede
$\dot{\varepsilon}$:	Taxa de deformação
v :	Velocidade tangencial
θ :	Taxa de encruamento, $\partial\sigma/\partial\varepsilon$
σ :	Tensão de escoamento na deformação a quente

RESUMO

A laminação de tubos sem costura possui o segmento de tubos petrolíferos como um de seus principais mercados. A extração de petróleo e gás natural ocorre, em uma significativa parte, em ambientes corrosivos que necessitam a utilização de produtos com maior resistência a corrosão por CO_2 , tais como o aço DINX20Cr13. As dificuldades de laminação desse aço, tais como as ondulações que surgem em suas extremidades e que não estão presentes nas laminações de aço-carbono, mostram a necessidade de se obter maiores conhecimento sobre seus processos de amaciamento e características metalúrgicas durante o processo de laminação. No presente trabalho os parâmetros do laminador contínuo foram simulados via elementos finitos e comparados com os métodos de cálculo convencionais. Os resultados obtidos mostram que é possível simular o laminador contínuo via elementos finitos com margem de erro aceitável. Os processos de amaciamento foram modelados matematicamente para o aço DINX20Cr13 e para o Grau B e foi observado que os mecanismos de amaciamento, a cinética de amaciamento e a microestrutura durante o processo de laminação possui considerável discrepância entre os aços, porém não é a causa do aparecimento das ondulações nas extremidades do tubo. O presente trabalho sugere ainda que no futuro sejam estudadas as diferenças na espessura de parede na seção do laminador contínuo em cada cadeira, pois provavelmente as ondulações possuem origens mecânicas, e não metalúrgicas.

ABSTRACT

The seamless pipe rolling presents the oil piping segment as one of its main markets. The oil and natural gas extraction occurs, in great part, in corrosive environments that requires the use of products that present more resistance against CO₂ corrosion, such as DINX20Cr13. The rolling problems seem in this steel grade, such as the waves present at the edge of the pipe that are not found on carbon-steel, show the need to achieve a greater knowledge about its softening process and metallurgical features throughout the rolling process. In this study the Conti mill parameters were simulated using finite element and compared with standards calculation procedures. The obtained results showed that it is possible to simulate the Conti mill using finite elements within an acceptable error. The softening process were simulated mathematically for the DINX20Cr13 and Grade B and was observed that the softening mechanisms, the softening kinetics and microstructure throughout the Conti mill process present considerable discrepancy between the steel grades, although this is not the reason of the wave appearance on the pipe edges. The present study suggests still that in the future the wall thickness deviation should be studied in each stand of the conti mill, as the waves probably have mechanical causes, and not metallurgical.

1. INTRODUÇÃO

A crescente demanda por petróleo resultou na exploração de poços antes considerados de difícil operação devido às características corrosivas do ambiente onde se situam. Para exploração de tais poços são necessários tubos de aço sem costura de materiais resistentes a corrosão por CO_2 , tal fato provavelmente aumentará a demanda por tubos desse material nos próximos anos.

A laminação de tubos sem costura de aços inoxidáveis apresenta grande índice de rejeição de material durante o processo de laminação no laminador contínuo da Vallourec & Mannesmann do Brasil devido a ondulações que surgem nas extremidades do tubo. Esse fenômeno não é observado em aços-carbono convencionais embora possa ocorrer com aços inoxidáveis. Grande parte dos aços resistentes a corrosão por CO_2 utilizados na laminação da V&M do Brasil é comprada de fornecedores externos, sendo o rejeito desse material extremamente prejudicial à rentabilidade do produto. Uma causa provável dessas ondulações é o comportamento diferente do aço resistente a corrosão por CO_2 frente ao aço carbono convencional no que diz respeito aos mecanismos de amaciamento que ocorrem durante a laminação no laminador contínuo. Além disso, o laminador contínuo apresenta diferentes deformações ao longo de sua circunferência em cada passe, o que pode gerar diferentes processos de amaciamento em um mesmo passe.

Essa hipótese foi formulada em primeiro lugar pela constatação, na linha de laminação, de que os aços diferem entre si quanto a seus graus de durezas ou resistências a deformação no laminador contínuo. Além disso, é possível que um amaciamento localizado ao longo da circunferência do tubo e na direção da espessura da parede do mesmo possa causar deformações diferentes na espessura da parede. Essas diferenças poderiam causar deformações também diferentes ao longo do comprimento do tubo. Isto é, espessuras onde a deformação fosse maior levariam a deformações ao longo do comprimento que seriam também maiores. O contrário ocorreria caso as deformações nas espessuras fossem menores. As ondulações apareceriam como resultado das diferenças de deformação ao longo do comprimento do tubo. Essa hipótese será testada nesse trabalho.

A crescente demanda por tubos sem costura de aços inoxidáveis e o grande rejeito de material na laminação contínua mostram a necessidade da realização de um estudo dos processos de amaciamento presentes no LC da Vallourec & Mannesmann do Brasil visando melhor controle do processo. O presente trabalho visa suprir essa necessidade.

2. OBJETIVO

O presente trabalho tem como principal objetivo entender melhor o processo de laminação contínua de tal modo que se possa reduzir rejeição de tubos devido ao surgimento de ondulações na superfície interna dos mesmos. Essas ondulações ocorrem notadamente em aços inoxidáveis e, por isso, os aços inoxidáveis serão os objetos principais deste estudo.

Para se alcançar o objetivo acima é necessário atingir objetivos intermediários, quais sejam:

- Caracterizar o processo do Laminador Contínuo;
- Calcular deformações locais nas espessuras dos tubos, passe a passe, ao longo da circunferência do mesmo;
- Comparar o método de cálculo de deformação convencional com o método de cálculo de deformação via elementos finitos;
- Estudar os efeitos de possíveis diferenças locais de deformações sobre a cinética de amaciamento e;
- Avaliar se haveria alguma relação de causa/efeito desses amaciamentos sobre as ondulações dos tubos.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A presente pesquisa relaciona o comportamento mecânico de dois aços laminados na linha de tubos sem costura da V&M com defeitos de ondulação na superfície interna que vêm ocorrendo no laminador contínuo dessa linha. Faz-se necessário, portanto descrever a linha de laminação da V&M, para que haja entendimento dos termos empregado. Em seguida, é necessário apresentar um breve relato sobre os mecanismos de amaciamento que ocorrem durante a deformação em temperaturas elevadas. Será dada maior ênfase ao mecanismo de recristalização dinâmica por razões que serão explicitadas no decorrer do texto. Finalmente, apresenta-se uma metodologia de cálculo de parâmetros termomecânicos da linha de laminação, metodologia esta já apresentada em Carvalho, 2007, e que será útil no caso a ser estudado neste .

3.1. Produção de Tubos Sem Costura na Vallourec & Mannesmann do Brasil

O texto abaixo é um resumo do que se encontra em Carvalho, 2007. O processo de laminação a quente de tubos sem costura na V&M do Brasil está em operação desde 1995. Produz tubos sem costura de diâmetros 26,9mm até 177,8mm com comprimentos que variam de 6,0 a 22,0 metros. O fluxo do processo pode ser observado na figura 3.1.

O forno de aquecimento de blocos (FB) possui a função de aquecer os blocos de 180mm de diâmetro com comprimentos que otimizam a produtividade da laminação contínua. O Laminador Perfurador (LP) tem a função de perfurar os blocos previamente aquecidos no forno rotativo. Esse laminador é composto de dois cilindros em forma de barril, cujos eixos possuem inclinação de 12°, produzindo tensões trativas no centro do bloco ao mesmo tempo em que este é empurrado contra uma ponta. Duas guias posicionadas a 90° do par de cilindros ajustam o posicionamento do bloco em relação ao cilindro e a ponta (figura 3.2). O diâmetro e a espessura de parede da lupa nesse laminador dependem do diâmetro e posicionamento da ponta, abertura dos cilindros e abertura das guias.

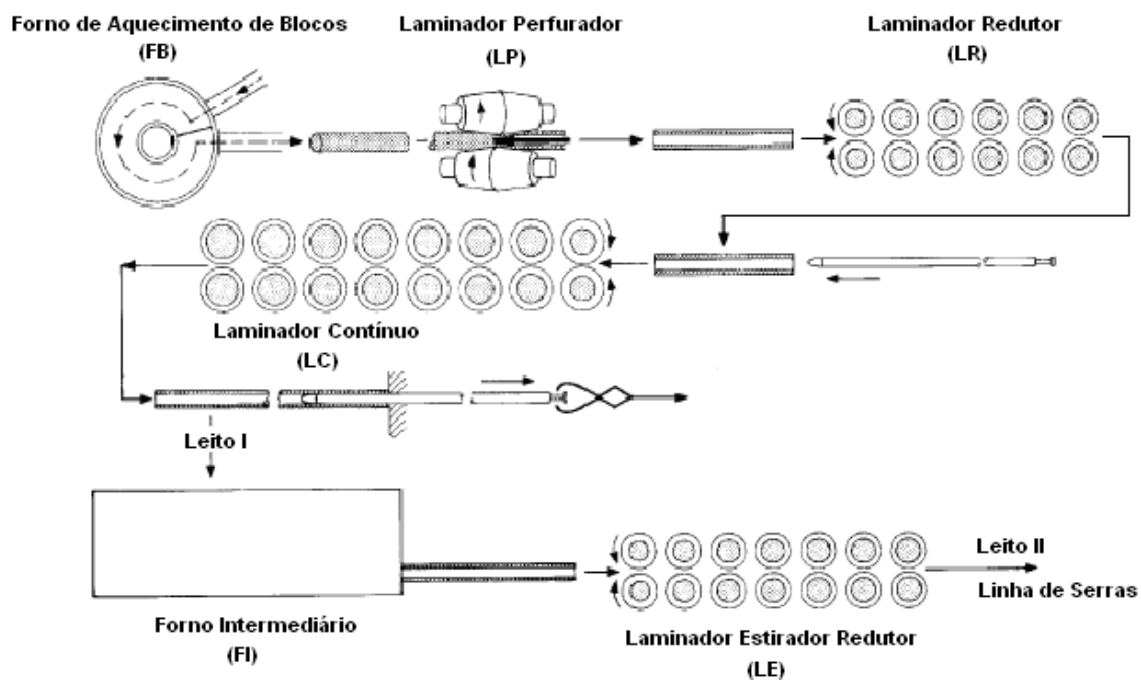


Figura 3.1 - Fluxo do processo de laminação da V&M do Brasil

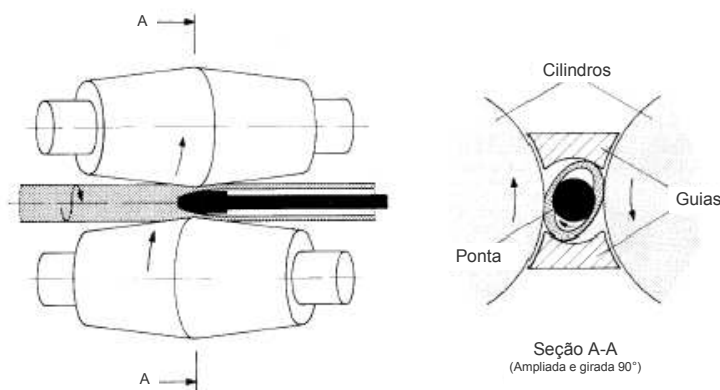


Figura 3.2 - Representação esquemática do processo de perfuração.

O laminador redutor de lupas (LR) padroniza o diâmetro externo da lupa para o laminador contínuo. Esse laminador possui 6 cadeiras, cada uma com 3 cilindros dispostos a 120° . Entre uma cadeira e outra esse conjunto de cilindros apresenta uma rotação de 60° , de tal modo que o encontro entre dois cilindros em uma dada cadeira se torna o fundo de um cilindro na cadeira seguinte. Esse laminador não possui ferramenta interna, portanto a espessura de parede permanece praticamente a mesma.

O laminador contínuo (LC) reduz o diâmetro e espessura de parede da lupa. Neste laminador um mandril (barra maciça de aço) é previamente introduzido na lupa e ambos, barra e lupa, passam através de 8 cadeiras, cada uma com dois cilindros. Entre duas cadeiras quaisquer existe um ângulo de 90° , de tal modo que a deformação entre dois cilindros de uma dada cadeira não é homogênea, sendo a maior parte da deformação concentrada nas primeiras cadeiras enquanto as últimas são usadas para a retirada do mandril da lupa. A figura 3.3 mostra detalhes desse arranjo dos cilindros. As lupas são produzidas em três diâmetros ou calibres padronizados (119, 152,5 ou 189mm), com espessuras de parede bastante próximas às do produto final. Após a laminação o mandril é extraído da lupa, resfriado em um tanque com água e lubrificado para uma nova laminação.

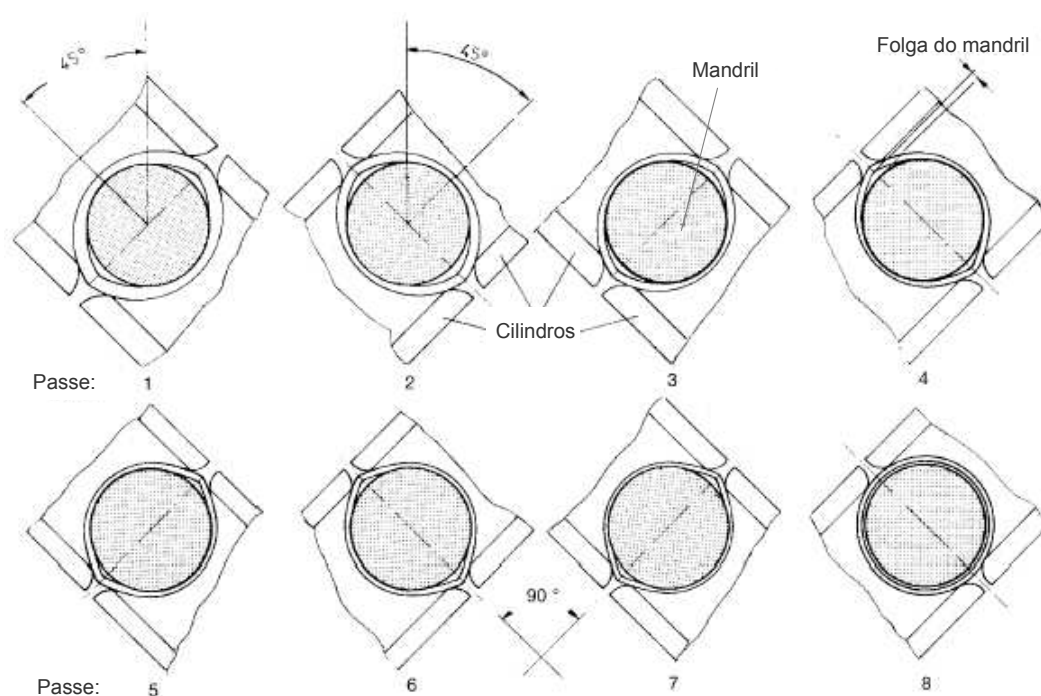


Figura 3.3 - Disposição dos cilindros no laminador contínuo.

A lupa segue então para o leito de resfriamento I antes de ser aquecida no forno intermediário (FI). Após ser desenformada, a lupa passa pelo descarepador seguindo para o laminador redutor estirador (LE). O LE pode trabalhar com até 24 cadeiras, cada qual com 3 cilindros dispostos a 120° entre si, a 25ª cadeira é um equipamento de ensaio por correntes parasitas para detecção de descontinuidade (HWS). Entre uma cadeira e

outra esse conjunto de cilindros apresenta-se rotacionado 60° , de modo que o encontro entre dois cilindros em uma dada cadeira se torna o fundo de um cilindro da cadeira seguinte. Esse laminador também não possui ferramenta interna, mas é capaz de ajustar a espessura de parede através do estiramento ou recalque entre cadeiras.

Após o laminador redutor-estirador a lupa segue para o leito de resfriamento II e à linha de corte, onde termina a laminação e iniciam-se os processos de inspeção e preparação para o transporte dos tubos.

3.2. Processos de amaciamento na deformação a quente

Os processos de amaciamento durante a deformação a quente podem ser de natureza estática ou dinâmica. Os tempos entre passes no laminador contínuo são muito curtos, da ordem de poucos segundos ou mesmo fração de segundos. Assim, a parte revisada abaixo lida mais com o amaciamento via recristalização dinâmica, RXD, que os demais processos de amaciamento estáticos ou metadinâmicos. Também é de interesse do presente projeto poder determinar se a RXD ocorrerá ou não durante a laminação contínua. Assim os aspectos de forma de curva tensão x deformação bem como os efeitos sob essa curva de taxa de deformação serão abordados. A determinação da deformação crítica para início da RXD será também revisada. Finalmente, como o trabalho visa compreender como a RXD ocorre em aço inoxidável uma parte da revisão sobre este mecanismo aborda o efeito da adição de soluto na cinética de RXD.

Forma da curva tensão x deformação durante a recristalização dinâmica

A figura 3.4 mostra três tipos de curvas tensão versus deformação: uma em que o metal se encrua, outra em que há ocorrência de recuperação dinâmica e uma última em que RXD ocorre.

De acordo com Padilha e Siciliano, 2005, as curvas tensão versus deformação podem ser utilizadas para identificação dos processos operantes de amaciamento e endurecimento. Conforme pode ser observado na figura 3.4 o processo de encruamento

apresenta um aumento contínuo da tensão à medida que o material se deforma pois, praticamente, não há eliminação de dislocações à medida que a deformação ocorre.

Em contrapartida, os processos de amaciamento por recuperação ou recristalização levam a uma estabilização ou redução da tensão aplicada com o aumento da deformação. As curvas de tensão por deformação podem ser divididas em 3 diferentes estágios sucessivos do ponto de vista microestrutural, sendo cada um desses estágios dependentes da taxa de deformação e temperatura. O primeiro é aquele em que o encruamento se dá juntamente com recuperação dinâmica. Esse primeiro estágio ocorre desde o início do processo de deformação até o início de RXD que, por sua vez, não é visível diretamente da curva tensão-deformação. Os grãos são alongados formando uma estrutura “panquecada”. Sob grandes deformações, um estado estacionário é atingido, isto é, a tensão torna-se constante, portanto independente da deformação.

Os estágios de deformação com recuperação dinâmica e o de estado estacionário se encontram separados por um terceiro estágio ou região onde a tensão primeiro cresce e depois decresce com a deformação. Um pico de tensão aparece. A deformação crítica para início da RXD, ϵ_c , é menor que a deformação de pico, ϵ_p , ficando em torno de 0,6 a 0,8 ϵ_p (Sellars et al, 1966).

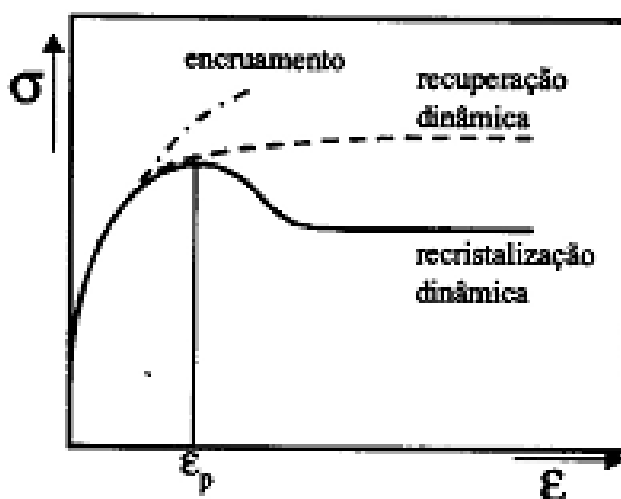


Figura 3.4 – Curvas esquemáticas de tensão x deformação mostrando os processos de amaciamento e endurecimento, (Padilha e Siciliano, 2005).

A deformação do material em alta temperatura aumenta o número de defeitos cristalinos, porém devido a ativação térmica as deslocamentos se rearranjam numa estrutura de sub-grãos. Durante o processo de recuperação dinâmica a taxas de geração de defeitos devido a deformação e a taxa de eliminação de defeitos devido a temperatura se aproximam atingindo o estado estacionário como se mostra na curva tracejada da figura 3.4. Esse estágio estacionário, como se vê, é caracterizado pela estabilização da tensão à medida que o material vai sendo deformado. A eliminação de defeitos nesta fase ocorre principalmente no interior do sub-grão aumentando a diferença da densidade de deslocamentos no interior e na parede do sub-grão. Caso a taxa de deformação seja elevada, a taxa de geração de defeitos aumenta sendo necessário um processo mais eficiente de eliminação de defeitos do que a recuperação dinâmica. A elevada deformação juntamente com a baixa energia de falha de empilhamento, EFE, do material aumenta o potencial termodinâmico para RXD. Quando uma deformação crítica de recristalização é atingida a tensão começa a decrescer em relação a tensão caso ocorresse somente recuperação dinâmica. Com a continuidade da deformação, um volume progressivamente maior do material estará recristalizado dinamicamente. Como consequência, haverá agora uma redução do nível de tensão. Após certo nível de deformação, um balanço entre encruamento e amaciamento por RXD é atingido (Padilha e Siciliano Jr, 2005).

A taxa de deformação, assim como a deformação e a temperatura, é uma variável importante na influência da ocorrência RXD. A figura 3.5 mostra curvas tensão-deformação obtidas de ensaios realizados a taxas de deformação diferentes. Pode-se observar que a forma das curvas é influenciada pela deformação aplicada. Diz-se então que a RXD pode ocorrer de duas maneiras: periódica ou contínua. Na recristalização dinâmica periódica o material recristaliza completamente, mas com o processo de deformação, a nova estrutura recristalizada se encrua. O material se recristaliza novamente com a continuidade da deformação. Porém, entre os dois processos de recristalização, o material tem tempo suficiente para completar a primeira recristalização antes de iniciar a segunda. Esse processo é observado em taxas de deformação menores que as da recristalização contínua. Na recristalização dinâmica contínua, um processo semelhante ao da periódica ocorre, porém, como a taxa de

deformação é superior, o material não consegue recrystalizar completamente antes que o próximo ciclo se inicie. Isto faz com que o ciclo seguinte se inicie antes que o anterior tenha acabado. A recrystalização dinâmica contínua apresenta um gráfico para a curva tensão x deformação com apenas um pico, como pode ser observado na figura 3.5. Normalmente, RXD com múltiplos picos não ocorrem usualmente durante o processo de conformações industriais. Dessa forma o que se espera é que na laminação contínua da V&M do Brasil, se RXD ocorresse, esta deveria ser com pico único.

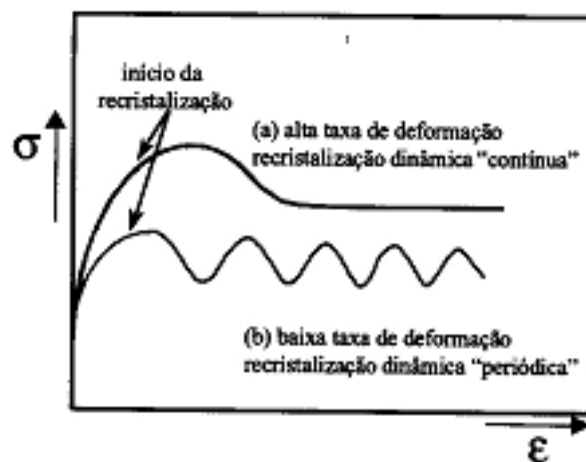


Figura 3.5 – Curvas esquemáticas de tensão x deformação mostrando os processos de recrystalização dinâmica periódica e contínua, (Padilha e Siciliano, 2005).

Efeito da adição de átomos de soluto na recristalização dinâmica

Conforme mencionado, o presente trabalho tentará correlacionar o defeito da ondulação da superfície interna dos tubos a causas ligadas a metalurgia da deformação a quente, como primeira aproximação. A ocorrência de RXD na laminação contínua é uma possibilidade. Dois aços serão utilizados na investigação; um menos ligado, um aço carbono-manganês, e um outro mais ligado, um aço inoxidável. Assim sendo torna-se interessante entender como a adição de elementos de liga podem influenciar o início de RXD.

A adição de átomos de soluto em um metal possui duas principais consequências: quase sempre ocorre uma diminuição da EFE e formação de atmosferas de soluto junto às deslocações, reduzindo sua mobilidade. Normalmente a adição de soluto aumenta o potencial termodinâmico para a recristalização, porém, para baixas taxas de deformação a adição de soluto pode diminuir a velocidade de migração do contorno de grão reduzindo a cinética da recristalização dinâmica, como pode ser observado na figura 3.6.

O cobre puro apresenta recristalização dinâmica periódica. Uma liga de cobre (Cu-0,05%O) porém, apresenta partículas finas de Cu_2O que retarda a migração dos contornos de grão retardando a cinética do processo e, conseqüentemente, proporcionando recristalização dinâmica contínua. A liga Cu-9,5%Ni, mais carregada que a anterior, proporciona uma curva típica de material que sofre recuperação dinâmica, no entanto, pode ser também que a adição do soluto aumentou a tensão de pico para um intervalo fora da zona de deformação representada no gráfico. (Padilha e Siciliano, 2005).

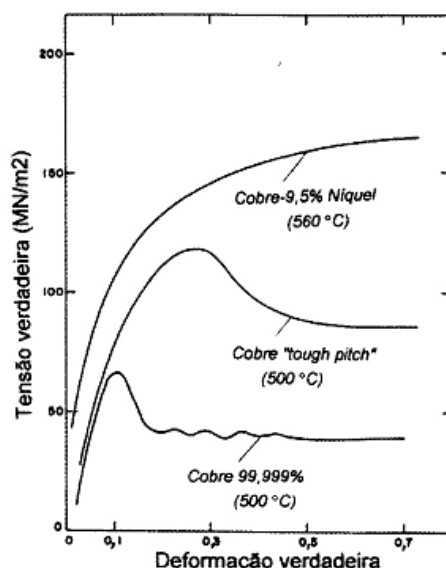


Figura 3.6 – Curva tensão x deformação em ensaio de compressão com taxa de deformação de $1,8 \times 10^{-2}$ (Padilha e Siciliano, 2005).

A presença de soluto exerce um efeito retardador muito pequeno quando o material é submetido a altas taxas de deformação. O efeito do soluto em solução sólida dependerá de sua capacidade em migrar para contornos e subcontornos de grãos. Quanto maior for a diferença entre os raios atômicos de soluto e solvente, maior será o campo de tensão elástica entre solução e rede cristalina. Assim será maior a tendência de segregação e maior o efeito retardador na migração de contornos. Entretanto, após certa velocidade de movimento de contorno a força de arraste decresce significativamente.

Deformação crítica para o início de recristalização dinâmica

A figura 3.7 descreve o método desenvolvido por Poliak e Jonas, 1996, para obtenção do valor da deformação acima da qual recristalização dinâmica, RXD, se inicia. Como pode ser visto, a figura mostra a variação de $\theta = \partial\sigma/\partial\epsilon$ como função de σ . No início de uma curva tensão deformação, θ tem um valor inicial que a medida que σ aumenta, o valor de θ decresce. Esse decréscimo é contínuo porém num certo ponto há uma mudança no comportamento introduzindo uma inflexão nessa curva.

O ponto em que essa inflexão ocorre pode ser atribuído ao início de RXD. Porém torna-se muito difícil medir o valor exato de θ onde essa inflexão ocorre. Dessa forma é mais

preciso, do ponto de vista de se medir início de RXD, lidar com um gráfico do tipo $\partial\theta/\partial\sigma$ versus σ , como se mostra no inserto da figura. O mínimo dessa curva determina o ponto onde se inicia a recristalização dinâmica.

Jonas e Najafizadeh, 2006, propuseram um método alternativo mais simples para se obter o valor da deformação crítica para início de recristalização. Primeiro dados experimentais de uma curva $\theta \times \sigma$ foram ajustados a uma equação polinomial de terceira ordem e a tensão crítica, σ_c , pode ser obtida como uma das raízes desse polinômio conforme abaixo:

$$\theta = A\sigma^3 + B\sigma^2 + C\sigma + D \quad (3.1)$$

$$\sigma_c = -B/3^a \quad (3.2)$$

ε_c pode então ser obtido diretamente da curva $\sigma \times \varepsilon$, conhecido σ_c .

3.3 Caracterização termomecânica do processo de laminação de tubos até a laminação contínua

A determinação dos principais parâmetros que definem o ciclo termomecânico: temperatura, deformação, taxa de deformação e tempo entre passes, pode ser obtida de medições diretamente do processo, como acontece no caso da temperatura, ou através de cálculos a partir de outros parâmetros como as dimensões das ferramentas utilizadas, rotação dos cilindros, etc. No presente trabalho foi estudado o ciclo termomecânico da laminação de tubos sem costura desde o forno de aquecimento de blocos até a saída do laminador contínuo.

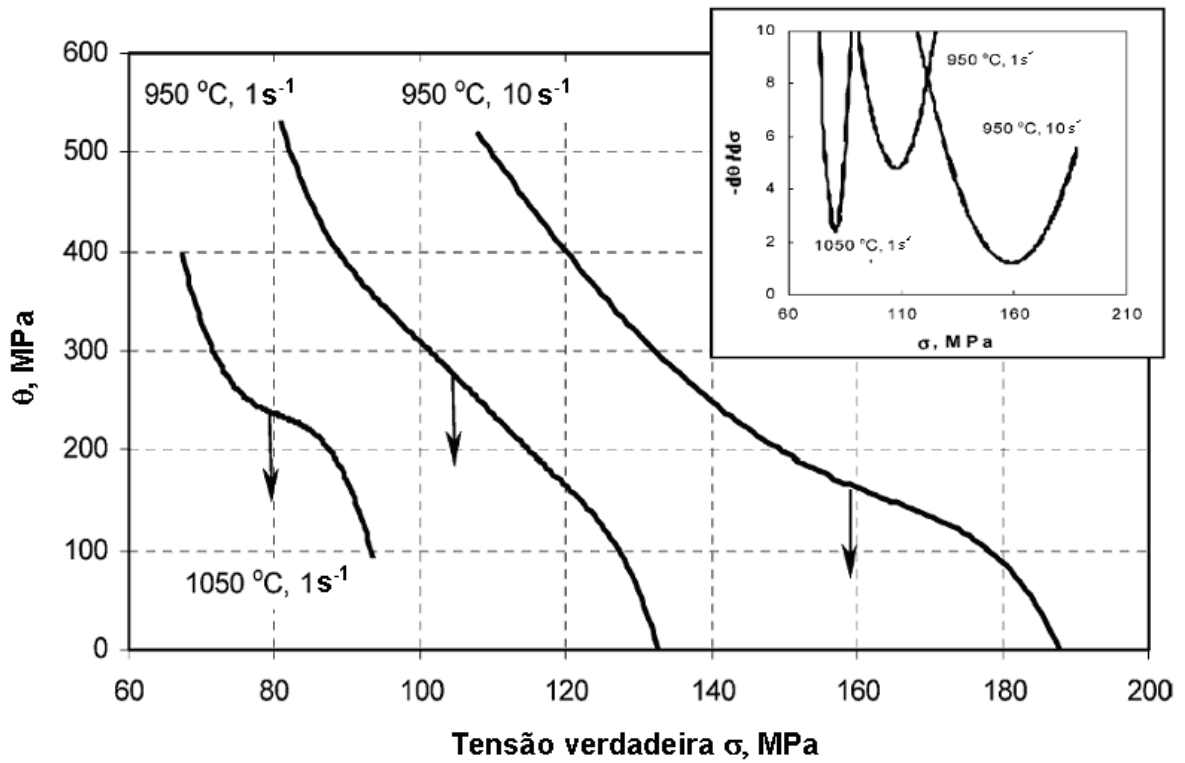


Figura 3.7 – Determinação do ponto crítico para a recristalização dinâmica (Poliak e Jonas, 1996).

De acordo com Barbosa et al, 1987a e Pussegoda et al, 1991, pode-se calcular a deformação equivalente utilizando as deformações que produzem variação no comprimento (ϵ_l), na espessura de parede (ϵ_t) e do diâmetro dos tubos (ϵ_c) pela seguinte fórmula:

$$\epsilon_{eq} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\epsilon_l - \epsilon_t)^2 + (\epsilon_t - \epsilon_c)^2 + (\epsilon_c - \epsilon_l)^2} \quad (3.3)$$

A velocidade de deformação é obtida por:

$$\dot{\epsilon} = \frac{\epsilon_{eq}}{t_c} \quad (3.4)$$

Sendo t_c o tempo de contato. Para obter t_c pode-se utilizar L , comprimento de contato e v , velocidade tangencial, da seguinte maneira:

$$t_c = \frac{L}{v} \quad (3.5)$$

A seguir serão mostradas as expressões utilizadas para caracterização termomecânica do processo nos vários laminadores.

Avaliação dos parâmetros termomecânicos para o laminador perfurador

O aquecimento dos blocos, na forma de reaquecimento, ocorre entre 1200 e 1300°C, dependendo do tipo de aço. Para os aços inoxidáveis pode-se considerar a temperatura do forno próxima de 1240°C. O tempo de forno é gerenciado por um sistema que garante sua homogeneidade para todo o bloco. O bloco durante o transporte leva cerca de 40s entre a saída do forno de aquecimento e o laminador perfurador, apresentando uma queda de temperatura de aproximadamente 10°C. Após a laminação no perfurador, a temperatura medida com pirômetro fica em torno de 1220°C.

As componentes da deformação equivalente, nesse ponto de perfuração, podem ser calculadas utilizando-se as seguintes equações:

$$\varepsilon_l = \ln\left(\frac{l_f}{l_i}\right) \quad , \quad \varepsilon_t = \ln\left(\frac{t_f}{t_i}\right) \quad \text{e} \quad \varepsilon_c = \ln\left(\frac{d_f}{d_i}\right) \quad (3.6)$$

sendo l_i e l_f os comprimentos do bloco e da lupa, t_i e t_f a espessura de parede da lupa e o raio do bloco e d_i e d_f os diâmetros médios do bloco e da lupa, respectivamente, ou seja, $d_i = OD_0/2$ e $d_f = OD_f/2$, conforme pode ser observado na figura 3.8. Entende-se por lupa o produto durante a laminação e por tubo o produto laminado final. Em outras palavras, lupa é o produto do bloco perfurado até se atingir as dimensões finais, ou seja, o produto durante o processo de laminação.

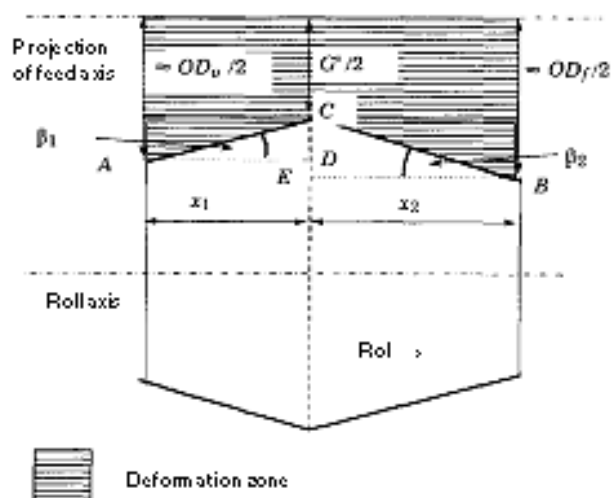


Figura 3.8 – Região da deformação projetada sobre o eixo do cilindro do laminador perfurador⁽²⁾.

O tempo de contato é dado por:

$$t_c = \frac{60.L}{2.\pi.R.N.\text{sen } \alpha} \quad (3.7)$$

onde: R e N são o raio do cilindro e a rotação do cilindro, L é o comprimento de contato na direção do avanço do bloco, dado por:

$$L = \left(\frac{OD_0 + OD_f - 2.G'}{2.\tan \beta_1} \right) . \cos \alpha \quad (3.8)$$

onde: OD_0 e OD_f são o diâmetro do bloco e da lupa respectivamente, e G' é a distância entre os cilindros medido no ponto de maior diâmetro dos cilindros, α é a metade da inclinação entre os dois cilindros e β_1 é o ângulo de entrada do cilindro.

Avaliação dos parâmetros termomecânicos para o laminador redutor

Após a perfuração, a lupa é movida lateralmente juntamente com o conjunto biela/ponta, sendo removida do conjunto por uma linha de rolos que a movimentam até o laminador redutor de lupas. Essa movimentação leva em torno de 20s, o que gera uma

queda na temperatura da lupa em torno de 40°C. Portanto, a lupa entra no laminador com temperatura de 1180°C.

Utilizando-se as equações (3.6), os diâmetros iniciais e finais da lupa para cada passe, supondo a variação da parede linearmente distribuída entre as cadeiras, sendo a maior parede na primeira cadeira e a menor na última cadeira, e que o comprimento decorre da conservação do volume, é possível calcular a deformação equivalente.

Utilizando-se as deformações equivalentes de cada passe pode-se obter a taxa de deformação com as equações (3.4) e (3.5). O arco de contato calcula-se:

$$L_n = (R_n - G_n) \cdot \text{sen} \left[\cos^{-1} \left(1 - \frac{OD_{n-1} - OD_n}{2 \cdot (R_n - G_n)} \right) \right] \quad (3.9)$$

onde: L_n é o comprimento de contato, R_n é o raio do cilindro e G_n é a profundidade do canal para o passe n .

O tempo entre passes pode ser calculado por:

$$t_{ep} = \frac{60 \cdot L_{ep}}{2 \cdot \pi \cdot R_n \cdot N_n} \quad (3.10)$$

onde L_{ep} é a distância entre uma dada cadeira e a anterior. A variação da espessura de parede desse laminador é desprezível, portanto as principais componentes da deformação são circunferenciais e longitudinais.

Avaliação dos parâmetros termomecânicos para o laminador contínuo

Após a redução, a lupa segue para o laminador contínuo por meio de uma linha de rolos e uma rampa inclinada. Essa movimentação leva cerca de 30s e uma queda de temperatura de aproximadamente 60°C pode ser observada. A lupa entra no laminador em torno de 1110°C e sai com 1060°C.

A deformação equivalente pode ser calculada para cada passe do laminador redutor usando-se as dimensões iniciais e finais da lupa em cada cadeira. No caso do Laminador Contínuo as espessuras da parede são conhecidas com base nos perfis dos cilindros, regulagens do laminador e diâmetro do mandril antes e depois de cada cadeira. Os diâmetros externos médios podem ser, com isso, obtidos. É possível com esses dados calcular as 3 componentes de deformação através das equações (3.6), lembrando que $l_f/l_i = A_i/A_f$.

Tendo em vista que a deformação nesse laminador varia consideravelmente ao longo da circunferência do cilindro, podem-se calcular as deformações em 3 geratrizes diferentes: 90° no fundo do primeiro cilindro, 0° na lateral do cilindro, que é o ponto de encontro entre os dois cilindros e 45° o ponto intermediário dos cilindros.

Processos de amaciamento ocorrendo durante e após deformação na linha de laminação

Durante o processo de perfuração no LP, a grandeza da deformação e a alta temperatura, tornam provável a ocorrência de recristalização dinâmica seguida por recristalização metadinâmica. Em decorrência desses processos, uma grande redução no tamanho do grão austenítico é provável.

A relação $\varepsilon_c/\varepsilon_p$ está situada entre 0,67 e 0,86. ε_c para aços C-Mn, e é dada por:

$$\varepsilon_c = 5,6 \cdot 10^{-4} \cdot d_0^{0,3} \cdot \left(\dot{\varepsilon} \cdot \exp\left(\frac{300.000}{R.T}\right) \right)^{0,17} \quad (3.11)$$

onde d_0 é o tamanho do grão inicial.

A deformação equivalente total gerada pelo LR é muito pequena ($<0,10$), portanto é de se esperar que não seja atingida a deformação crítica para recristalização dinâmica neste laminador. Provavelmente, nessa etapa, o amaciamento ocorre por mecanismos estáticos. O pequeno tempo entre passes não deve permitir que o amaciamento ocorra

completamente. Isto deverá ocorrer na movimentação da lupa para o LC (Carvalho, 2007).

Os processos de amaciamento no laminador contínuo ocorrem de maneira muito complexa, pois as deformações variam bastante ao longo da circunferência do cilindro e entre os passes do laminador o que torna a deformação heterogênea ao longo da circunferência da seção transversal ao sentido de laminação. Os mecanismos de amaciamento ocorrendo neste laminador serão portanto objeto central do presente estudo.

A ocorrência da recristalização dinâmica é favorecida pela diminuição da deformação crítica ou pelo aumento da deformação total (deformação do passe + deformação residual do passe anterior). Quanto ao primeiro fator, a adição de cromo, muito provavelmente, aumenta os valores da deformação crítica. De modo contrário, a diminuição do tamanho de grão, resultado dos processos sucessivos de recristalização nos laminadores anteriores, diminui o valor dessa deformação, conforme pode ser observado na equação 3.11.

O aumento da deformação total, por outro lado, depende de uma cinética de amaciamento lenta comparada ao tempo entre passes. Ou seja, se a recristalização dinâmica não ocorre em dado passe, o amaciamento dependerá de mecanismos estáticos que, mesmo na ausência de precipitação induzida por deformação, são lentos comparados aos pequenos tempos entre passes no LC, aproximadamente 0,4s. Os tempos para 50% de amaciamento por mecanismos estáticos, encontrados na literatura, (Cho et al, 2001, Medina e Quispe, 2001, Fernandez et al, 2000, Medina et al, 1994, Sellars e Beynon, 1985) para condições semelhantes às do LC e para aços menos ligados que os aços inoxidáveis são semelhantes aos tempos entre passes deste laminador. Assim, o acúmulo de deformação torna-se mais provável, aumentando também as chances de ocorrência de recristalização dinâmica no passe seguinte.

3.4. Modelamento matemático para a laminação a quente

É possível utilizar os parâmetros determinados de uma laminação (temperatura, tempo entre passes, deformação e taxa de deformação) para simular se um determinado evento ocorre ou não na laminação. Sendo possível determinar a evolução microestrutural, resistência a quente e propriedades mecânicas finais de um produto.

Diversos pesquisadores (Siciliano e Jonas, 2000, Kirihata et al, 1998, Maccagno et al, 1996, Minami et al, 1996, Siciliano et al, 1996, Pietrzyk et al, 1995 e Hodgson e Gibbs, 1992) desenvolveram modelos matemáticos para laminação de chapas, tiras, perfis, arames e barras para aços carbonos e ligados. Os modelos normalmente decidem se ocorrem eventos metalúrgicos (recristalização estática, dinâmica ou metadinâmica, precipitação) e determinam a microestrutura durante e ao final do processo (tamanho de grão, fração amaciada).

Modelos matemáticos para descrição da recristalização

A cinética de amaciamento é a base para o modelo microestrutural. Uma equação do tipo Avrami é utilizada para descrever cinética.

$$X = 1 - \exp\left\{-0,693\left(t/t_{0,5}\right)^n\right\} \quad (3.12)$$

onde n é o expoente de Avrami que apresenta valores diversos em função da liga e do tipo de mecanismo atuante (estático, dinâmico ou metadinâmico) e X é a fração amaciada.

A fração amaciada obtida através de ensaios de compressão dupla ou torção dupla tem sido utilizada para estimar a fração recristalizada, embora tenha sido verificado que, dependendo do método de medição do amaciamento (“offset”, “back extrapolation” ou “tensões médias”), esta relação não seja linear (Cho et al, 2001). Isso se deve à recuperação que é medida pelos métodos mecânicos e não é considerada na avaliação metalográfica da fração recristalizada. Mesmo assim, os modelos microestruturais desenvolvidos recentemente têm desprezado essa possível fonte de erro e tratado as curvas de amaciamento e recristalização como aproximadamente iguais quando o tempo

entre passes é muito curto, ou seja, quando recuperação é fraca. Por exemplo, a deformação acumulada num dado passe n , é dada por:

$$\varepsilon_a = \varepsilon_n + K_{acc}(1 - X)\varepsilon_{n-1} \quad (3.13)$$

onde K_{acc} depende da recuperação estática e varia entre 0,5 para recuperação acentuada ou tempos entre passes longos e 1,0 para recuperação fraca ou tempos entre passes curtos.

Na literatura é possível encontrar vários estudos sobre a cinética de recristalização dinâmica, metadinâmica e estática em aços C-Mn, microligados e multiligados. A tabela III.1 apresenta as principais equações para $t_{0,5}$ de acordo com Siciliano Jr. et al 1996.

Tabela III.1. Principais equações para cinética de amaciamento para o aço C-Mn.

$\varepsilon_c, \varepsilon_p$	$t_{0,5}$	Expoente de Avrami
Se $\varepsilon_a < \varepsilon_c$		
$\varepsilon_c = 5,6 \cdot 10^{-4} \cdot d_0^{0,3} \left[\dot{\varepsilon} \cdot \exp\left(\frac{300.000}{R.T}\right) \right]^{0,17}$	$t_{0,5}^{SRX} = 2,3 \cdot 10^{-15} \cdot \varepsilon^{-2,5} \cdot d_0^2 \cdot \exp\left(\frac{230.000}{R.T}\right)$	SRX:
		$n=1,0$
	Se $\varepsilon_a > \varepsilon_c$	MDRX:
	$t_{0,5}^{MDRX} = 0,4 \cdot Z^{-0,8} \exp\left(\frac{230.000}{R.T}\right)$	$n=1,5$

Obs: ε_a é a deformação acumulada num dado passe e calculado através da equação 3.11.

Uma vez definida a ocorrência de determinado mecanismo de amaciamento e sua cinética, é possível determinar a evolução do tamanho de grão com base no tamanho de grão inicial, nos parâmetros básicos que governam a deformação a quente e no tempo, para um determinado aço. A evolução microestrutural pode ser quantificada com base em três fenômenos: recristalização, crescimento de grão e transformação de fases. O

cálculo do tamanho de grão recristalizado para alguns tipos de aço pode ser realizado com base nas equações apresentadas na tabela III.2 (Carvalho, 2007).

Para a situação onde a recristalização não foi completa pode-se utilizar a equação 3.14.

$$\bar{d} = d_{rex} \cdot X^{4/3} + d_0 \cdot (1 - X)^2 \quad (3.14)$$

onde: $\bar{d}$ é o diâmetro médio para uma determinada fração recristalizada X , d_0 , é o diâmetro de grão inicial e d_{rex} é o tamanho de grão completamente recristalizado. A evolução do tamanho médio de grão durante a recristalização pode ser observada na figura 3.9, juntamente com a evolução do tamanho de grão em processo de recristalização e o tamanho de grão que está sendo consumido (Siciliano et al, 2000). Observa-se que, durante a recristalização, o tamanho médio pode assumir um valor inferior ao tamanho de grão após a completa recristalização, d_{rex} .

Tabela III.2. Principais equações para tamanho de grão recristalizado para aço C-Mn.

<i>Aço</i>	<i>d_{rex}</i>
C-Mn	Se $\epsilon_a < \epsilon_c$ $d_{SRX} = 343 \cdot \epsilon^{-0,5} \cdot d_0^{0,4} \cdot \exp\left(\frac{-45.000}{R.T}\right)$
	Se $\epsilon_a > \epsilon_c$ $d_{MDRX} = 2,6 \cdot 10^4 \cdot \left(\dot{\epsilon} \cdot \exp\left(\frac{300.000}{R.T}\right)\right)^{-0,23}$
Nb	Se $\epsilon_a < \epsilon_c$ $d_{SRX} = 1,1 \cdot \epsilon^{-0,67} \cdot d_0^{0,67}$
	Se $\epsilon_a > \epsilon_c$ $d_{MDRX} = 1370 \cdot \dot{\epsilon}^{-0,13} \cdot \exp\left(\frac{-45.000}{R.T}\right)$

Obs: ϵ_a é a deformação acumulada num dado passe e calculado através da equação 3.13.

Após a recristalização, inicia-se o crescimento de grão cuja força motriz é a diminuição da energia livre pela eliminação de contornos. As principais equações utilizadas no cálculo do tamanho de grão são apresentadas na tabela III.3. De acordo com Hodgson et al, 1992, a equação na potência 2 superestima o tamanho de grão para tempos maiores

do que 1s em aços C-Mn e propõem a utilização de uma equação na potência 7. Uma possível explicação para isso estaria na maior força motriz para crescimento de grão de uma microestrutura composta por grãos mais finos. Além disso, a presença de uma maior quantidade de lacunas devido à deformação poderia acelerar o crescimento logo após a recrystalização (Carvalho, 2007).

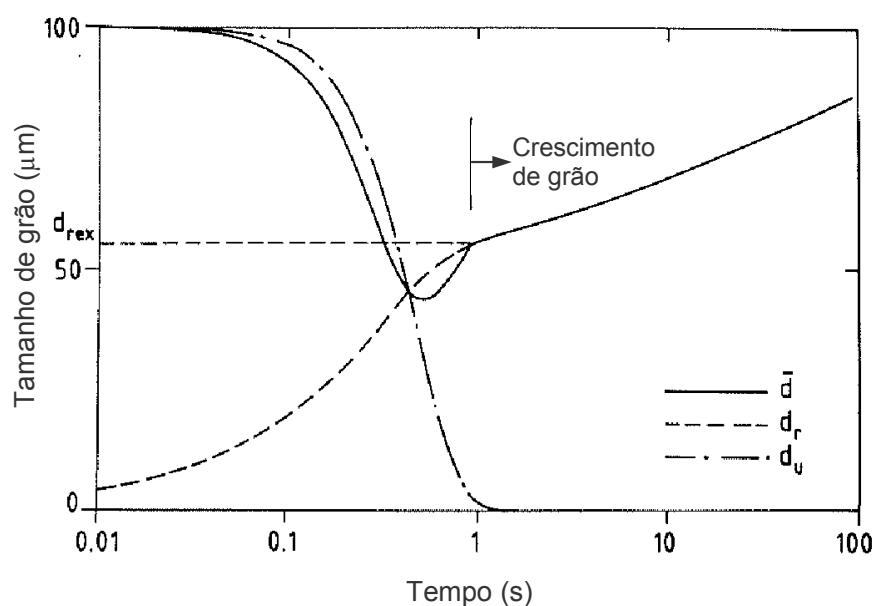


Figura 3.9 – Evolução do tamanho de grão consumido (d_u), em recrystalização (d_r) e médio ($\bar{d}$), durante os processos de recrystalização e crescimento (Hodgson et al, 1992).

O tamanho de grão da ferrita originada da austenita após deformação a quente pode ser calculada através do modelo desenvolvido por Sellars e Beynon, 1986, que considera o tamanho de grão austenítico, a deformação residual e a velocidade de resfriamento para aços C-Mn. Neste modelo, o tamanho de grão ferrítico oriundo de uma austenita recrystalizada, é dado por:

$$d_a^0 = a + b\dot{T}^{-1/2} + c\{1 - \exp(-1,5 \cdot 10^{-2} \cdot d_\gamma)\} \quad (3.15)$$

onde $\dot{T}$ é a velocidade de resfriamento em °C/s, e d_γ é o tamanho de grão da austenita recrystalizada e os parâmetros a , b e c são dados em função do aço (tabela III.4).

Tabela III.3. Principais equações para crescimento de grão..

Aço / Mecanismo		d
C-Mn	SRX	Se $t_{ip} < 1s$:
		$d^2 = d_{SRX}^2 + 4,0.10^7.(t_{ip} - 4,32.t_{0,5}).\exp\left(\frac{-113.000}{R.T}\right)$
		Se $t_{ip} > 1s$:
		$d^7 = d_{SRX}^7 + 1,5.10^{27}.(t_{ip} - 4,32.t_{0,5}).\exp\left(\frac{-400.000}{R.T}\right)$
C-Mn	MDRX	Se $t_{ip} < 1s$:
		$d^2 = d_{MDRX}^2 + 1,2.10^7.(t_{ip} - 2,65.t_{0,5}).\exp\left(\frac{-113.000}{R.T}\right)$
		Se $t_{ip} > 1s$:
		$d^7 = d_{MDRX}^7 + 8,2.10^{25}.(t_{ip} - 2,65.t_{0,5}).\exp\left(\frac{-400.000}{R.T}\right)$

Tabela III.4. constantes a , b e c da equação 3.15.

Aço	a	b	c
C-Mn	1,4	5,0	22

Hodgson e Gibbs, 1992, propuseram uma modificação da equação de Sellars e Beynon, 1984 para aços C-Mn, para considerar o efeito do carbono equivalente dado por $C_{eq} = C + Mn/6$.

Para $C_{eq} < 0,35$

$$d_{\alpha}^0 = (-0,4 + 6,37.C_{eq}) + (24,2 - 59,0.C_{eq}).\dot{T}^{-1/2} + 22,0.\{1 - \exp(-1,5.10^{-2}.d_{\gamma})\} \quad (3.16)$$

Para $C_{eq} > 0,35$

$$d_{\alpha}^0 = (22,6 - 57,0.C_{eq}) + 3,0.\dot{T}^{-1/2} + 22,0.\{1 - \exp(-1,5.10^{-2}.d_{\gamma})\} \quad (3.17)$$

Finalmente, o efeito da deformação residual no tamanho de grão ferrítico pode ser avaliado através de:

$$d_{\alpha} = d_{\alpha}^0 \cdot (1 - 0,45 \cdot \varepsilon_f^{1/2}) \quad (3.18)$$

onde ε_f é a deformação residual após o último passe. Aqui cabe uma observação importante: no caso da laminação de tiras a quente, onde o tempo entre o último passe e a mesa de resfriamento é muito curto, a deformação residual no início da transformação $\gamma \rightarrow \alpha$ pode ser considerada igual àquela após o último passe. Entretanto, no caso da laminação de tubos os tempos mais longos entre o último passe do laminador estirador redutor e o início da transformação, podem permitir a ocorrência de recuperação ou mesmo recristalização estática. Esses mecanismos podem influir tanto na deformação residual quanto no tamanho de grão austenítico antes da transformação (Carvalho, 2007).

3.5. Método dos elementos finitos

O método dos elementos finitos é uma técnica numérica para achar soluções para equações diferenciais e integrais. As soluções são obtidas resolvendo-se completamente as equações diferenciais ou transformando-as em um sistema de equações diferenciais ordinárias e integrando-as utilizando técnicas padrões de integração, tais como o método de Euler. O método dos elementos finitos é amplamente utilizado em situações nas quais as dimensões são complexas ou não são fixas, como por exemplo, superfícies de carros sujeitas a impactos e oleodutos.

Basicamente o método divide um objeto de geometria complexa em uma rede com elementos de geometria conhecida e analisa as modificações em cada nó (encontro dos elementos) de maneira que seja possível estimar as reações de todo o objeto.

4. MATERIAIS E MÉTODOS

4.1. Ligas usadas

O aço estudado é o DINX20Cr13, um aço inoxidável martensítico com teor de cromo na faixa de 12 a 13,5% (Tabela IV.5). Este aço apresenta resistência a corrosão e elevadas propriedades mecânicas. A formação de carbonetos finos na matriz martensítica durante o tratamento térmico fornecem elevada resistência com boa tenacidade. (PING et al., 2005).

Este material foi fornecido pela Villares Metals à V&M na forma de blocos com 180mm de diâmetro obedecendo aos seguintes requisitos:

- i. Tratamento sob vácuo obrigatório;
- ii. Tamanho de grão austenítico: 5 ou mais fino, determinado conforme a ASTM E-112/96;
- iii. Micropureza: $K_4 = 30$ máx, de acordo com a DIN 50602/85;
- iv. Macropureza: S2R2C2, de acordo com a ASTM E 381/94;
- v. Sanidade interna: o núcleo das barras deve estar livre de trincas e adequado para uso na produção de tubos sem costura isentos de defeitos, quando testados em ultra-som conforme descrito na SEP 1584 nível 2;
- vi. As barras devem ser fornecidas em estado recozido com dureza máxima de 250 HB;
- vii. Teor de ferrita delta deve ser inferior a 3%.

O Grau B é um aço-carbono convencional produzido na aciaria da própria V&M do Brasil, também é fornecido para a laminação contínua na forma de blocos com 180mm de diâmetro.

A tabela IV.1 mostra a composição química dessas ligas.

Tabela IV.1. Composição química das ligas estudadas.

Material	Composição (%)	Elementos												
		C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo	Cu	Al	V	Ti	N
13Cr	Mín	0,19	0,4	-	-	0,2	-	12,7	-	-	0,005	0,05	-	0,035
	Max	0,21	0,6	0,02	0,005	0,35	0,2	13,4	0,08	0,2	0,035	0,08	0,01	0,05
Grau B	Mín	0,1	0,9	-	-	0,23	-	-	-	-	0,02	-	-	-
	Max	0,12	0,95	0,01	0,008	0,28	0,04	0,05	0,04	0,06	0,035	0,02	0,008	0,015

4.2 Simulação por elementos finitos

Os parâmetros de laminação do laminador contínuo (deformação, taxa de deformação) foram também determinados pela simulação em elementos finitos realizada pelo centro de pesquisa da Vallourec (CEV) no software MSCAFAE (Patran + Marc). O programa é capaz de determinar as deformações, tensões, taxa de deformação, dimensões, ao longo de cada ponto da deformação. Para tanto a simulação é interrompida no chamado “steady state”, que seria equivalente ao momento no qual o tubo ocupa todas as cadeiras do laminador, parte do tubo já foi laminado em todas as cadeiras e parte ainda aguarda para entrar na primeira cadeira, eliminando assim interferências geradas pela proximidade da extremidade do tubo.

Os seguintes dados de entrada foram fornecidos pela V&M do Brasil:

Diâmetro de entrada: 220,0mm

Espessura de parede de entrada: 21,20mm

Comprimento de entrada: 5,33m

Material do tubo: Grau B e DINX20Cr13 (análise química conforme tabela IV.1)

Temperatura de entrada: 1110°C

Temperatura de saída: 1065°C

Diâmetro do mandril: 168,0mm

Comprimento do mandril: 22,5m

Distância entre eixos das cadeiras de laminação: 960,0mm

Perfis dos cilindros

Rotação das cadeiras

Regulagens de abertura do laminador

Regulagens de laminação (que podem influenciar nas rotações das cadeiras)

Os resultados foram obtidos em 3 diferentes geratrizes 0°, 45° e 90°, conforme mostra a figura 4.1. Dessa maneira foi possível observar o comportamento do material para cada passe em 3 situações, no fundo do canal do cilindro, no encontro entre os dois cilindros e em um ponto intermediário.

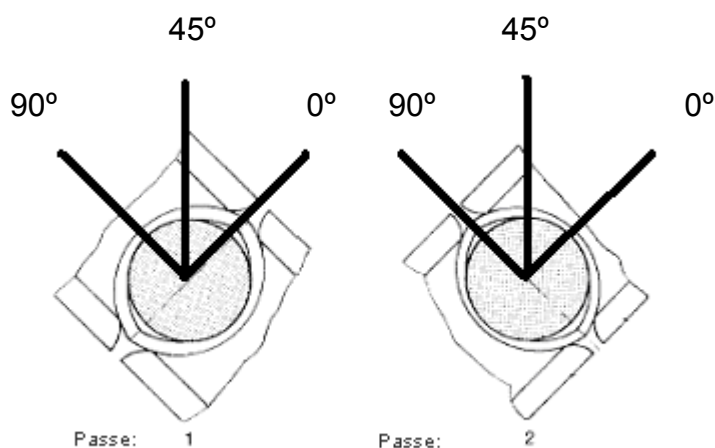


Figura 4.1 – Representação esquemática das geratrizes dos cálculos de deformação.

4.3 Cálculo convencional dos parâmetros de laminação

O Método de cálculo convencional foi realizado da seguinte maneira:

- As variáveis: deformação e taxa de deformação, foram obtidas pela metodologia apresentada em Barbosa et al, 1987, e Pussegoda et al, 1991.
- As temperaturas foram obtidas através da medição por pirômetro óptico antes e após cada equipamento. Foi adotada uma variação linear da temperatura dentro de um mesmo equipamento.
- O tempo entre passes foi determinado com base na velocidade na saída de cada cadeira e da distância entre as cadeiras.
- Para se determinarem as diferentes deformações de cada geratriz do laminador contínuo foram utilizados:
 - Dimensões específicas das ferramentas em cada geratriz
 - As regulagens do laminador para a laminação de cada material
 - Foi assumida uma forma circular para o perfil com o raio interno correspondente ao raio do mandril e com o raio externo correspondente ao raio do mandril adicionando-se a espessura da parede
 - Na lateral do cilindro, foi assumido que o cilindro continuaria em suas laterais, ao invés de fazer sua curvatura para que não encontrassem um

cilindro no outro, de forma a gerar uma espessura de parede proporcional ao último ponto de contato do material.

- A espessura de parede em cada ponto foi determinada graficamente com o auxílio de um programa de desenho (AutoCAD).

4.4 Modelamento matemático

Modelagem matemática é uma ferramenta que, baseando-se em experiências anteriores exploradas em diferentes literaturas, pode ser usada para prever o mecanismo de amaciamento, a cinética do fenômeno, a fração amaciada e a microestrutura. Os modelos matemáticos apresentam características específicas conforme o aço a ser estudado, as respectivas equações serão mostradas conforme necessidade. Adota-se nesse trabalho a modelagem matemática descrita na revisão bibliográfica.

Os modelos matemáticos foram usados para se comparar a utilização do cálculo convencional com o cálculo via elementos finitos, observando se as pequenas diferenças entre os dois métodos de cálculos podem gerar uma interpretação diferente em termos de processos de amaciamento e microestrutura.

A observação do aparecimento ou não de ondulações em diferentes métodos de laminação foi utilizada como base para diferentes modelamentos matemáticos. Visando observar se alguma diferença de processo de amaciamento ou de microestrutura poderia explicar a formação das ondulações.

A tabela IV.2 mostra os diferentes tipos de laminação classificados quanto ao aparecimento ou não de ondulações. Como “cilindro convencional” entende-se o cilindro usado anteriormente na laminação e “cilindro modificado” o cilindro com uma leve diferença de perfil no fundo do canal que reduziu o aparecimento de ondulações.

Tabela IV.2. Classificação dos diferentes tipos de laminação quanto ao aparecimento de ondulações.

Aço	Formato do cilindro	Presença de ondulações
GrauB	Convencional	Não
X20Cr13	Convencional	Sim
GrauB	Modificado	Não
X20Cr13	Modificado	Não

5. RESULTADOS

Os ciclos termomecânicos para a bitola 168,3x8,94mm produzida no calibre 189 são divididos conforme mostra a tabela V.1. O ciclo se estende do forno de aquecimento de blocos até a saída do laminador contínuo.

Tabela V.1. Forma de cálculo dos ciclos termomecânicos.

Aço	Formato do cilindro	Método de cálculo
GrauB	Convencional	Convencional
GrauB	Convencional	Elementos Finitos
X20Cr13	Convencional	Convencional
X20Cr13	Convencional	Elementos Finitos
GrauB	Modificado	Convencional
GrauB	Modificado	Elementos Finitos
X20Cr13	Modificado	Convencional
X20Cr13	Modificado	Elementos Finitos

O tipo de aço utilizado influencia apenas os cálculos pelo método de elementos finitos, tendo em vista que o método convencional de cálculo não considera a resistência do material laminado, pois baseia-se inteiramente nas dimensões geométricas. O formato do cilindro do laminador contínuo convencional é o utilizado normalmente na produção da V&M do Brasil, o cilindro modificado possui uma alteração no perfil que modifica as dimensões do canal, o que influencia no cálculo dos parâmetros.

Para visualização nos gráficos mostrados a seguir, todas as vezes que os valores referentes forem relacionados ao método convencional a legenda mostrará como “calc”, todas as vezes que os valores forem referentes ao método de elementos finitos a legenda irá mostrar como “CEV”, como referência ao centro de pesquisa que simulou o ciclo.

O eixo das abscissas dos gráficos das figuras 5.12, 16, 21 25 representa, no caso da simulação por elementos finitos, a distância em milímetros em relação ao início do laminador. O intervalo de 960mm representa a distância de cada cadeira, sendo assim 960mm representa a cadeira 1, 1920mm a cadeira 2, e assim ocorre até a oitava cadeira que se situa em 7680mm. Isso se deve à lógica dos elementos finitos que são calculados

numa situação que simula a laminação num estado em que parte da lupa já foi laminada completamente nas 8 cadeiras e parte da lupa ainda não entrou no laminador. Tal processo permite o cálculo das deformações em todas as cadeiras sem a influência do início ou final da lupa, o que poderia gerar algum erro.

Para os gráficos referentes ao método de cálculo convencional, figuras 5.11, 13, 14, 15, 17, 18, 19, 20, 22, 23, 24, 26, 27 e 28, o eixo das abscissas representa as cadeiras do laminador contínuo. Entre uma cadeira e outra existe um espaço para que o formato do gráfico se assemelhe ao formato do gráfico obtido pelo cálculo via elementos finitos.

O eixo das ordenadas em todas as figuras representa a deformação equivalente total. Para se obter a deformação equivalente de cada cadeira basta subtrair o valor da deformação equivalente da cadeira desejada pelo valor da deformação equivalente da cadeira que a precede.

5.1. Caracterização dos parâmetros termomecânicos da linha de laminação para o aço Grau B cilindro convencional

Análise usando método de cálculo convencional

As tabelas V.2 a V.4 representam os valores para o método de cálculo convencional.

Tabela V.2. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 0°, Grau B, cilindro convencional, método convencional.

Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	Deformação	Taxa de deformação (1/s)	t _{ep} (s)
Laminador Perfurador (LP)	1	1220	1,46	0,61	-
Laminador Redutor de Lupas (LR)	6	1180	0,03	0,62	0,3
Laminador Contínuo (posição 0)					
1	8	1110	0,17	5,12	0,54
2		1103	0,64	22,82	0,43
3		1096	0,00	0,00	0,40
4		1089	0,25	18,96	0,39
5		1082	0,01	4,76	0,37
6 - 8		1065	0,04	8,74	

Tabela V.3. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 45°, Grau B, cilindro convencional, método convencional.

Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	Deformação	Taxa de deformação (1/s)	t _{ep} (s)
Laminador Perfurador (LP)	1	1220	1,46	0,61	-
Laminador Redutor de Lupas (LR)	6	1180	0,03	0,62	0,3
Laminador Contínuo (posição 45)					
1	8	1110	0,57	13,18	0,54
2		1103	0,15	11,75	0,43
3		1096	0,17	14,33	0,40
4		1089	0,06	9,21	0,39
5		1082	0,14	15,32	0,37
6 - 8		1065	0,00	0,00	-

Tabela V.4. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 90°, Grau B, cilindro convencional, método convencional..

Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	Deformação	Taxa de deformação (1/s)	t _{ep} (s)
Laminador Perfurador (LP)	1	1220	1,46	0,61	-
Laminador Redutor de Lupas (LR)	6	1180	0,03	0,62	0,3
Laminador Contínuo (posição 45)					
1	8	1110	0,78	16,65	0,54
2		1103	0,10	10,24	0,43
3		1096	0,12	12,62	0,40
4		1089	0,03	6,27	0,39
5		1082	0,08	11,73	0,37
6 - 8		1065	0,01	0,00	-

A figura 5.1 mostra a representação gráfica das deformações em cada cadeira.

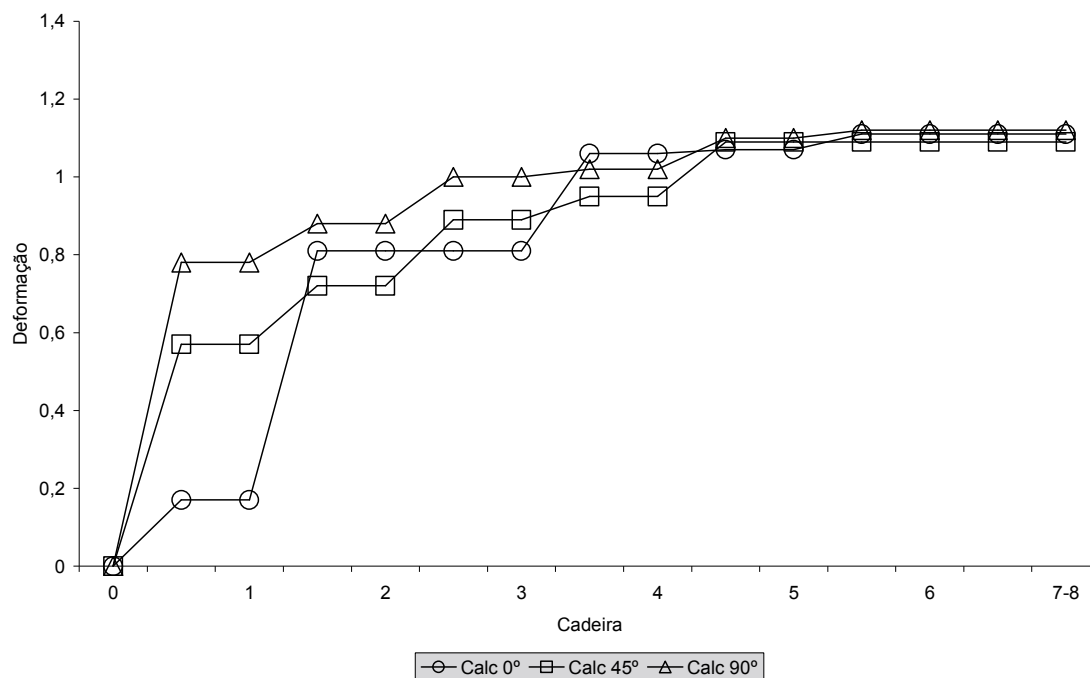


Figura 5.1 – Comparação das deformações do laminador contínuo obtidas por cálculo convencional em diferentes geratrizes para o Grau B, cilindro convencional.

Pode ser observado na figura 5.1 como a deformação calculada varia ao longo da circunferência do tubo. No primeiro passe o fundo do canal está na posição 90°, logo a deformação é máxima, 0,78. Por outro lado a posição 0°, que se situa no encontro entre os cilindros, representa o ponto com menor deformação, 0,17. No segundo passe a situação se inverte, o fundo do canal passa para 0° e a lateral para 90° e, como era de se esperar, a maior deformação passa a ser em 0° (0,64 gerando uma deformação acumulada de 0,81) e a menor deformação passa a ser em 90° (0,10 gerando uma deformação acumulada de 0,88). Durante os dois passes a deformação em 45° tem um valor intermediário.

O mesmo sistema de deformação “fundo de canal-lateral do cilindro invertendo-se” pode ser observado nas cadeiras 3 e 4, porém as deformações são de menor proporção. Já nas cadeiras 5 a 8 as deformações se tornam tão pequenas que quase não se observa a inversão de posicionamento.

No laminador contínuo, as primeiras 4 cadeiras são as responsáveis pela formação da parede. As cadeiras 5 e 6 realizam um ajuste fino na deformação para reduzir a excentricidade de parede, ou seja, reduz a diferença entre a parede máxima e mínima encontradas ao longo do tubo. As cadeiras 7 e 8 quase não deformam o material, sua função é ovalizar a lupa tornando possível a extração do mandril, pois se a lupa estiver muito redonda a área de contato lupa mandril será muito grande dificultando a extração.

Análise usando método de cálculo elementos finitos

As tabelas V.5 a V.7 mostram os resultados dos parâmetros para o método de cálculo via elementos finitos.

Tabela V.5. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 0°, Grau B, cilindro convencional, método elementos finitos.

Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	Deformação	Taxa de deformação (1/s)	t _{ep} (s)
Laminador Perfurador (LP)	1	1220	1,46	0,61	-
Laminador Redutor de Lupas (LR)	6	1180	0,03	0,62	0,3
Laminador Contínuo (posição 0)					
1	8	1110	0,43	13,30	0,54
2		1103	0,46	17,46	0,43
3		1096	0,04	2,80	0,40
4		1089	0,22	0,00	0,39
5		1082	0,05	7,42	0,37
6 - 8		1065	0,05	8,43	

Tabela V.6. Parâmetros Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 45°, Grau B, cilindro convencional, método elementos finitos..

Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	Deformação	Taxa de deformação (1/s)	t _{ep} (s)
Laminador Perfurador (LP)	1	1220	1,46	0,61	-
Laminador Redutor de Lupas (LR)	6	1180	0,03	0,62	0,3
Laminador Contínuo (posição 45)					
1	8	1110	0,45	10,41	0,54
2		1103	0,32	25,91	0,43
3		1096	0,12	9,78	0,40
4		1089	0,08	10,63	0,39
5		1082	0,11	13,33	0,37
6 - 8		1065	0,04	0,00	-

Tabela V.7. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 90°, Grau B, cilindro convencional, método elementos finitos.

Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	Deformação	Taxa de deformação (1/s)	t _{ep} (s)
Laminador Perfurador (LP)	1	1220	1,46	0,61	-
Laminador Redutor de Lupas (LR)	6	1180	0,03	0,62	0,3
Laminador Contínuo (posição 45)					
1	8	1110	0,67	14,75	0,54
2		1103	0,14	14,62	0,43
3		1096	0,13	11,27	0,40
4		1089	0,07	14,20	0,39
5		1082	0,09	11,57	0,37
6 - 8		1065	0,06	0,00	-

Pode-se observar na figura 5.2 que na simulação via elementos finitos ocorre um processo semelhante ao obtido através dos cálculos convencionais, isto é, as deformações de fundo de canal/lateral do cilindro (geratrizes 0 e 90°) se alternam a cada cadeira, dando um grande salto a cada duas cadeiras.

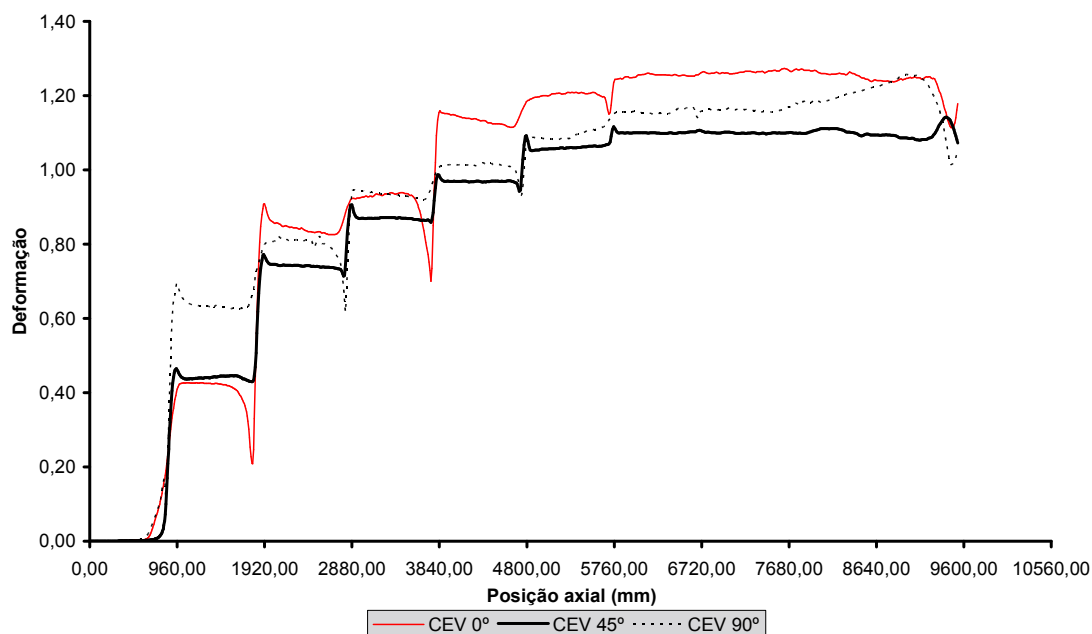


Figura 5.2 – Comparação das deformações do laminador contínuo obtidas via elementos finitos em diferentes geratrizes para o Grau B, cilindro convencional..

Comparação entre o método convencional e o método de elementos finitos

As figuras 5.3 a 5.5 representam a comparação das deformações de cada geratriz para o método convencional e elementos finitos. Pode-se observar nas figuras 5.14 a 5.16 que as deformações obtidas pelo método dos elementos finitos apresentaram resultados semelhantes ao calculado pelo método convencional. A variação da deformação por posição e número na cadeira foi semelhante nos dois métodos, ou seja, as maiores deformações foram observadas no fundo do canal, sendo assim o ponto de maior deformação em cada passe se alternava entre 0° e 90° conforme a geometria do cilindro se apresentava. A geratriz 45° apresentou um valor médio nos dois métodos.

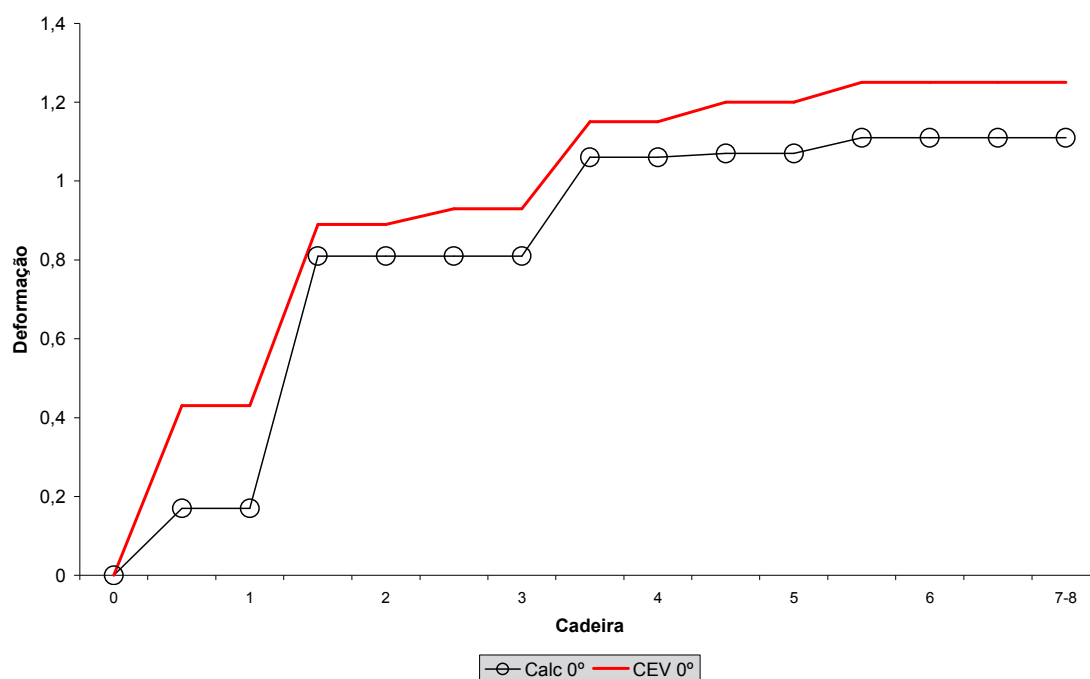


Figura 5.3 – Comparação das deformações na geratriz 0° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos, para o aço Grau B, cilindro convencional.

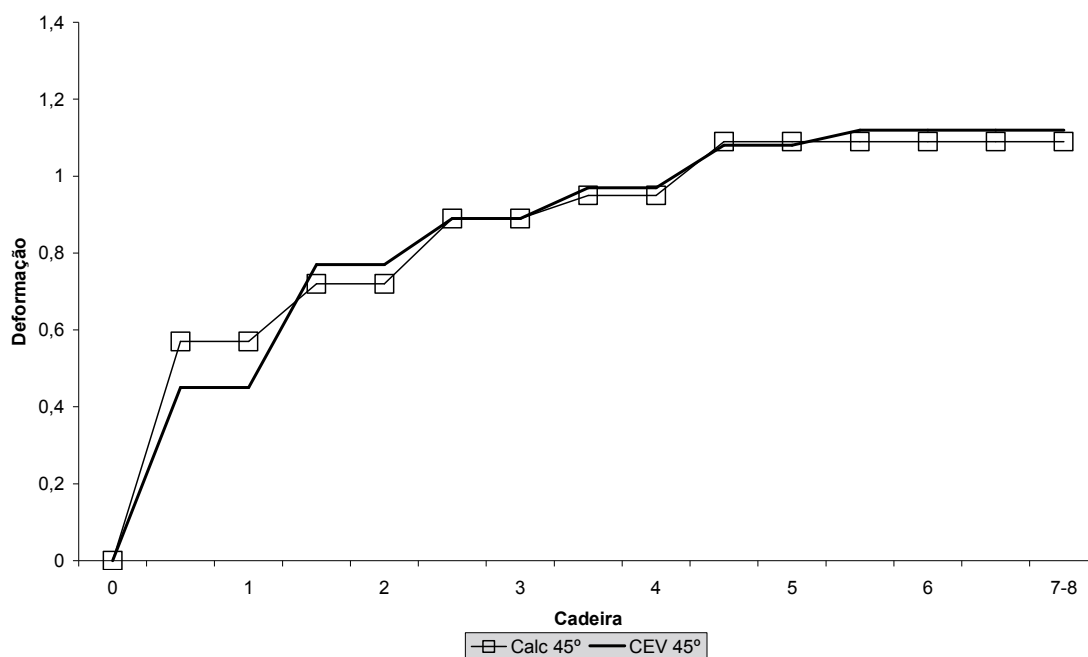


Figura 5.4 – Comparação das deformações na geratriz 45° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos, para o aço Grau B, cilindro convencional.

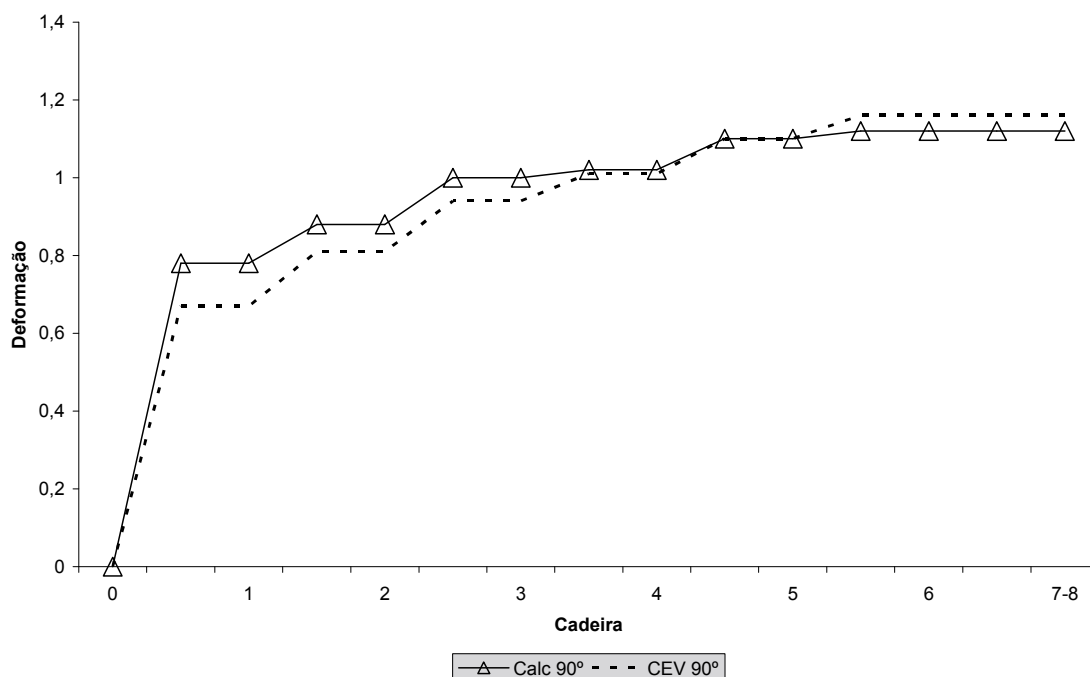


Figura 5.5 – Comparação das deformações na geratriz 90° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos, para o aço Grau B, cilindro convencional.

A maior diferença encontrada foi no primeiro passe da geratriz 0°, o método convencional apresentou deformação de 0,17 enquanto o obtido via elementos finitos apresentou deformação de 0,43. Os demais passes da geratriz 0° e todos os outros passes apresentaram valores muito semelhantes, inclusive a deformação final também foi muito próxima. A única exceção foi a geratriz 0° que apresentou um erro acumulado devido ao primeiro passe.

5.2. Caracterização dos parâmetros termomecânicos da linha de laminação para o aço DINX20Cr13 cilindro convencional

Análise usando método de cálculo convencional

Conforme dito anteriormente o método convencional não diferencia os parâmetros termomecânicos quanto ao aço, portanto, neste caso, serão utilizados os dados do Grau B, cilindro convencional, método convencional.

Análise usando método de cálculo elementos finitos

As tabelas V.8 a V.10 representam os resultados obtidos via elementos finitos.

Tabela V.8. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 0°, DINX20Cr13, cilindro convencional, método elementos finitos.

Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	Deformação	Taxa de deformação (1/s)	t _{ep} (s)
Laminador Perfurador (LP)	1	1220	1,46	0,61	-
Laminador Redutor de Lupas (LR)	6	1180	0,03	0,62	0,3
Laminador Contínuo (posição 0)					
1	8	1110	0,44	13,61	0,54
2		1103	0,43	16,32	0,43
3		1096	0,05	3,50	0,40
4		1089	0,16	0,00	0,39
5		1082	0,05	7,42	0,37
6 - 8		1065	0,09	15,17	

Tabela V.9. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 45°, DINX20Cr13, cilindro convencional, método elementos finitos.

Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	Deformação	Taxa de deformação (1/s)	t_{ep} (s)
Laminador Perfurador (LP)	1	1220	1,46	0,61	-
Laminador Redutor de Lupas (LR)	6	1180	0,03	0,62	0,3
Laminador Contínuo (posição 45)					
1	8	1110	0,46	10,64	0,54
2		1103	0,29	23,48	0,43
3		1096	0,13	10,59	0,40
4		1089	0,07	9,30	0,39
5		1082	0,12	14,54	0,37
6 - 8		1065	0,02	0,00	-

Tabela V.10. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 90°, DINX20Cr13, cilindro convencional, método elementos finitos.

Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	Deformação	Taxa de deformação (1/s)	t_{ep} (s)
Laminador Perfurador (LP)	1	1220	1,46	0,61	-
Laminador Redutor de Lupas (LR)	6	1180	0,03	0,62	0,3
Laminador Contínuo (posição 90)					
1	8	1110	0,70	15,41	0,54
2		1103	0,19	19,85	0,43
3		1096	0,09	7,80	0,40
4		1089	0,07	14,20	0,39
5		1082	0,06	7,71	0,37
6 - 8		1065	0,09	0,00	-

A figura 5.16 mostra a representação gráfica das deformações em cada cadeira

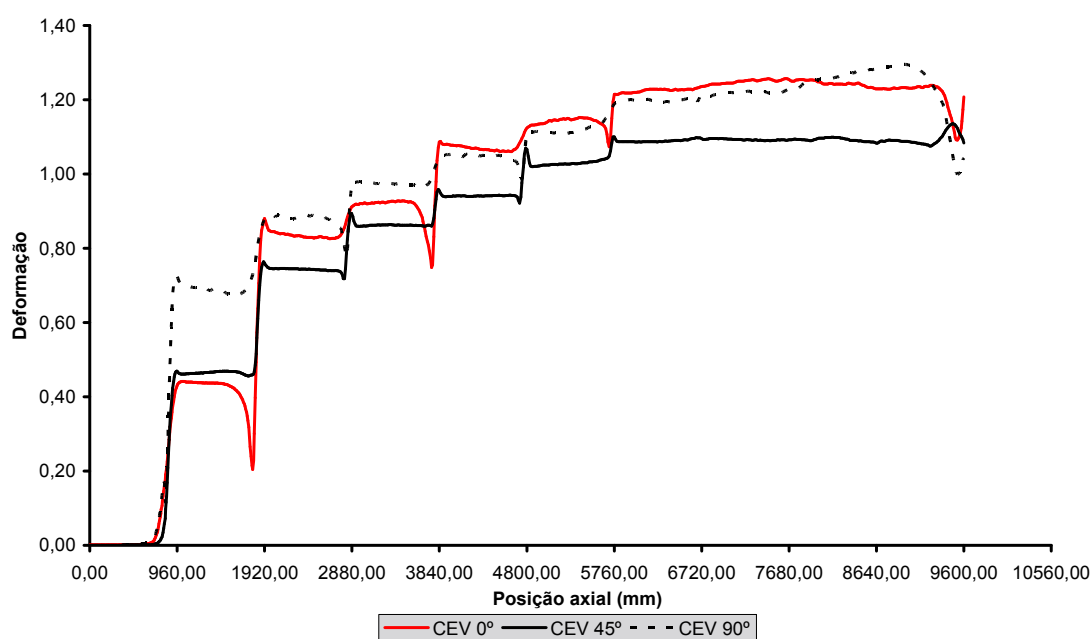


Figura 5.6 – Comparação das deformações do laminador contínuo obtidas via elementos finitos em diferentes geratrizes para o DINX20Cr13, cilindro convencional..

Comparação entre o método convencional e o método de elementos finitos

As figuras 5.7 a 5.9 mostram a comparação entre o método de cálculo convencional e o método de cálculo via elementos finitos para cada geratriz.

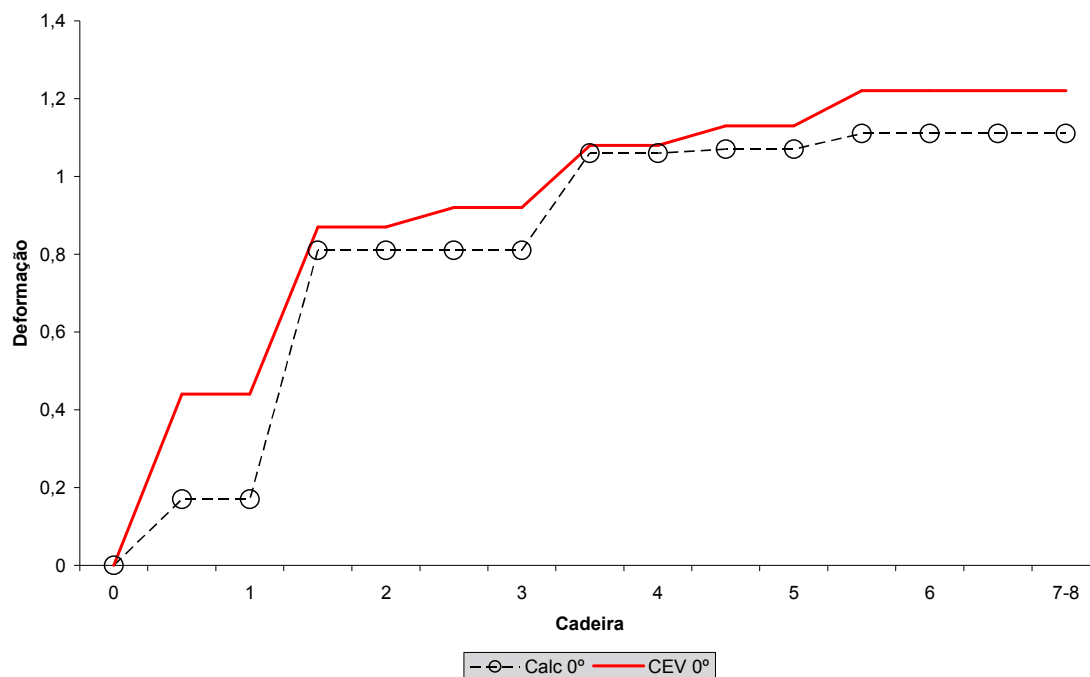


Figura 5.7 – Comparação das deformações na geratriz 0° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos, para o aço DINX20Cr13, cilindro convencional.

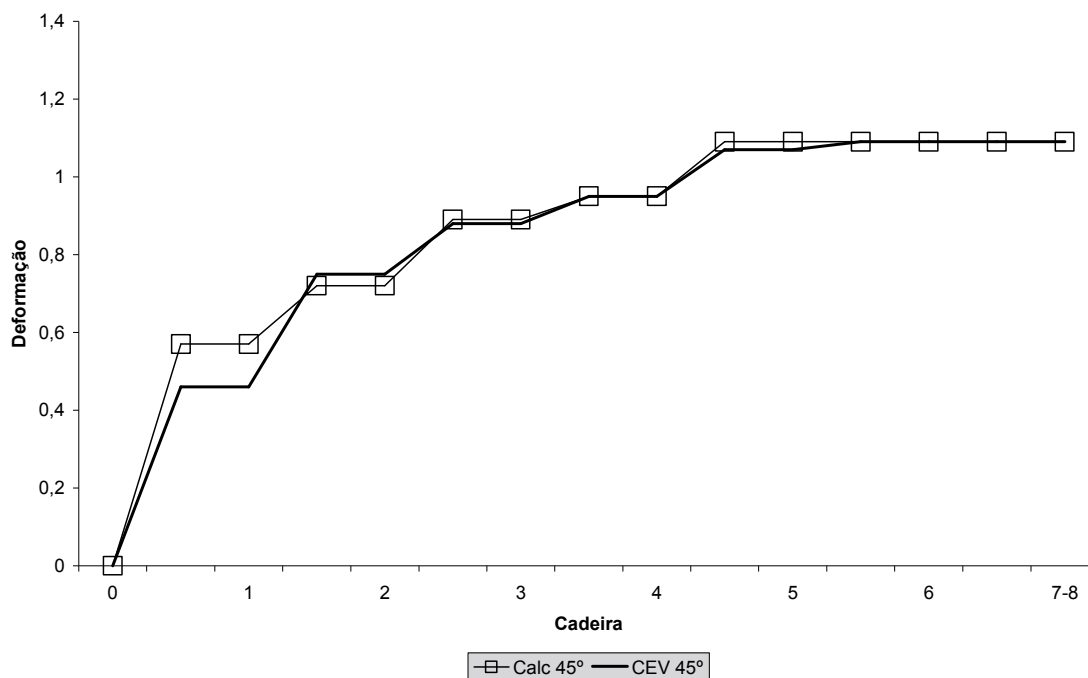


Figura 5.8 – Comparação das deformações na geratriz 45° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos, para o aço DINX20Cr13, cilindro convencional.

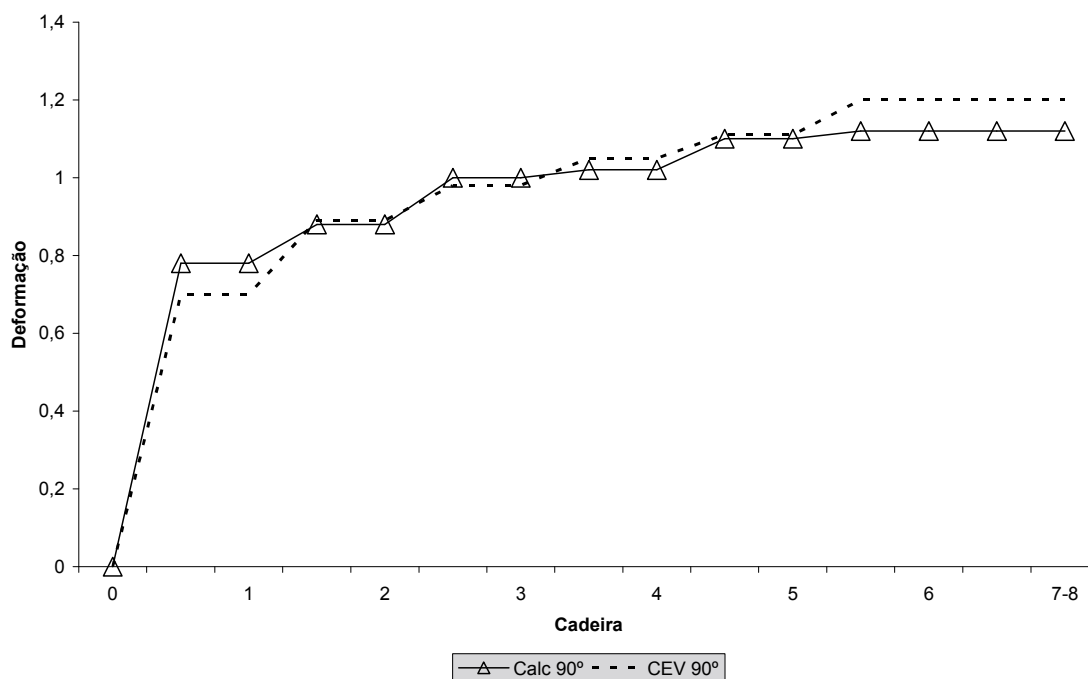


Figura 5.9 – Comparação das deformações na geratriz 90° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos, para o aço DINX20Cr13, cilindro convencional.

Pode-se observar nos gráficos que as deformações obtidas pelo método dos elementos finitos apresentaram resultados semelhantes as deformações calculadas pelo método convencional. Mostram também resultados semelhantes aos já encontrados na comparação do método de elementos finitos e o cálculo convencional para o Grau B com cilindro convencional. A variação da deformação por posição e número na cadeira foi semelhante nos dois métodos, ou seja, as maiores deformações foram observadas no fundo do canal, sendo assim o ponto de maior deformação em cada passe se alternava entre 0° e 90° conforme a geometria do cilindro se apresentava. A geratriz 45° apresentou um valor médio nos dois métodos.

A maior diferença encontrada foi no primeiro passe da geratriz 0° , o método convencional apresentou deformação de 0,17 enquanto o obtido via elementos finitos apresentou deformação de 0,44. Os demais passes da geratriz 0° e todos os outros passes apresentaram valores muito semelhantes, inclusive a deformação final também foi muito semelhante. A única exceção foi a geratriz 0° que apresentou um erro acumulado devido ao primeiro passe

5.3. Caracterização dos parâmetros termomecânicos da linha de laminação para o aço Grau B cilindro modificado

Análise usando método de cálculo convencional

As tabelas V.11 a V.13 representam os resultados obtidos pelo método de cálculo convencional.

Tabela V.11. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 0° , Grau B, cilindro modificado, método convencional.

Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	Deformação	Taxa de deformação (1/s)	t _{ep} (s)
Laminador Perfurador (LP)	1	1220	1,46	0,61	-
Laminador Redutor de Lupas (LR)	6	1180	0,03	0,62	0,3
Laminador Contínuo (posição 0)					
1	8	1110	0,16	4,97	0,54
2		1103	0,54	20,39	0,43
3		1096	0,00	0,00	0,40
4		1089	0,25	18,12	0,39
5		1082	0,07	10,90	0,37
6 - 8		1065	0,06	0,00	

Tabela V.12. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 45°, Grau B, cilindro modificado, método convencional.

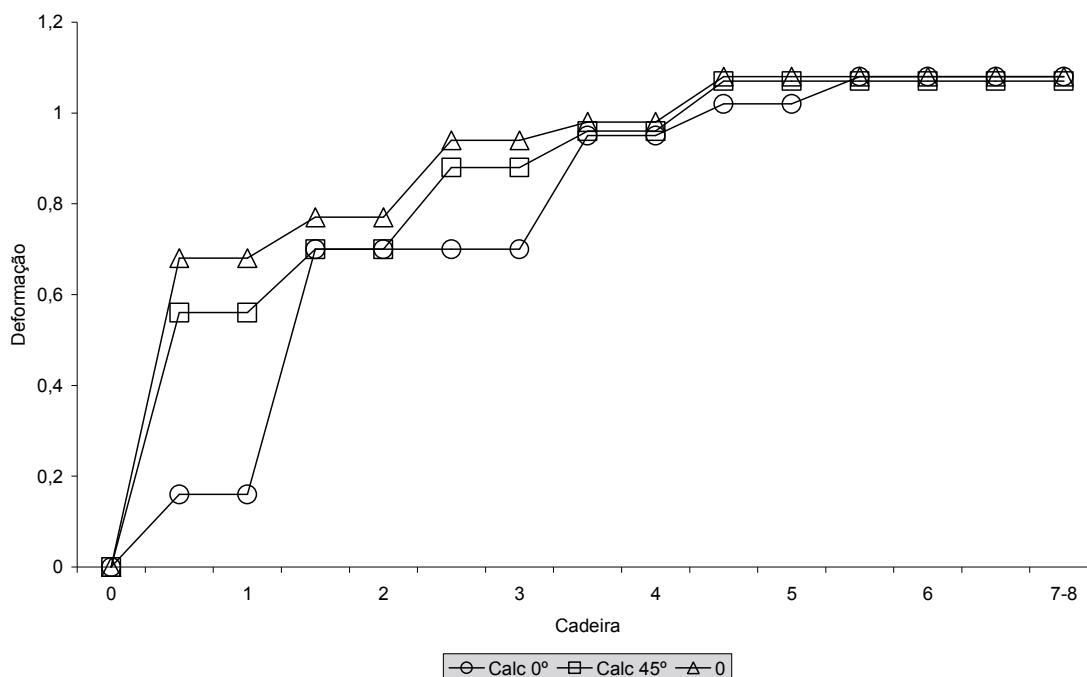
Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	Deformação	Taxa de deformação (1/s)	t _{ep} (s)
Laminador Perfurador (LP)	1	1220	1,46	0,61	-
Laminador Redutor de Lupas (LR)	6	1180	0,03	0,62	0,3
Laminador Contínuo (posição 45)					
1	8	1110	0,56	13,03	0,54
2		1103	0,14	11,25	0,43
3		1096	0,18	14,58	0,40
4		1089	0,08	10,90	0,39
5		1082	0,11	13,85	0,37
6 - 8		1065	0,00	0,00	-

Tabela V.13. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 90°, Grau B, cilindro modificado, método convencional..

Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	Deformação	Taxa de deformação (1/s)	t _{ep} (s)
Laminador Perfurador (LP)	1	1220	1,46	0,61	-
Laminador Redutor de Lupas (LR)	6	1180	0,03	0,62	0,3
Laminador Contínuo (posição 90)					
1	8	1110	0,68	15,02	0,54
2		1103	0,09	1,00	0,43
3		1096	0,17	14,43	0,40
4		1089	0,04	7,34	0,39
5		1082	0,10	13,12	0,37
6 - 8		1065	0,00	0,00	-

A figura 5.10 mostra a representação gráfica das deformações em cada cadeira.

Figura 5.10 – Comparação das deformações do laminador contínuo obtidas por cálculo convencional em diferentes geratrizes para o Grau B, cilindro modificado.



Pode ser observado na figura 5.10 como a deformação varia ao longo da circunferência do tubo. No primeiro passe o fundo do canal está na posição 90° e o encontro dos cilindros na posição 0°, a maior deformação (0,68) encontra-se no fundo do canal e a lateral do cilindro apresenta uma deformação muito inferior (0,16). No segundo passe a situação se inverte, o fundo do canal passa para 0° e a lateral para 90° e, como era de se esperar, a maior deformação passa a ser em 0° (0,54 gerando uma deformação acumulada de 0,70) e a menor deformação passa a ser em 90° (0,09 gerando uma deformação acumulada de 0,77). Durante os dois passes a deformação em 45° tem um valor intermediário.

O mesmo sistema de deformação “fundo de canal-lateral do cilindro invertendo-se” pode ser observado nas cadeiras 3 e 4, porém as deformações são de menor proporção, já nas cadeiras 5 a 8 as deformações se tornam tão pequenas que quase não se observa a inversão de posicionamento. As deformações ocorrem de maneira e valores muito semelhantes ao cilindro convencional, as diferenças nas deformações entre o cilindro convencional e modificado foram abordadas posteriormente nesse trabalho.

Análise usando método de cálculo elementos finitos

As tabelas V.14 a V.16 representam os resultados obtidos pelo método de cálculo via elementos finitos.

Tabela V.14. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 0°, Grau B, cilindro modificado, método elementos finitos.

Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	ϵ total	$d\epsilon/dt$ (1/s)	t_{ep} (s)
Laminador Contínuo (posição 0)					
1	8	1110	0,42	12,99	0,54
2		1103	0,42	15,94	0,43
3		1096	0,31	21,72	0,40
4		1089	0,00	0,00	0,39
5		1082	0,14	20,77	0,37
6 - 8		1065	0,00	0,00	-

Tabela V.15. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 45°, Grau B, cilindro modificado, método elementos finitos..

Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	ϵ total	$d\epsilon/dt$ (1/s)	t_{ep} (s)
Laminador Contínuo (posição 45)					
1	8	1110	0,44	10,17	0,54
2		1103	0,29	23,48	0,43
3		1096	0,15	12,22	0,40
4		1089	0,07	9,30	0,39
5		1082	0,11	13,30	0,37
6 - 8		1065	0,06	0,00	-

Tabela V.16. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 90°, Grau B, cilindro modificado, método elementos finitos.

Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	ϵ total	$d\epsilon/dt$ (1/s)	t_{ep} (s)
Laminador Contínuo (posição 90)					
1	8	1110	0,59	12,99	0,54
2		1103	0,15	15,67	0,43
3		1096	0,19	16,47	0,40
4		1089	0,00	0,00	0,39
5		1082	0,15	19,28	0,37
6 - 8		1065	0,06	0,00	-

A figura 5.11 mostra a representação gráfica das deformações em cada cadeira.

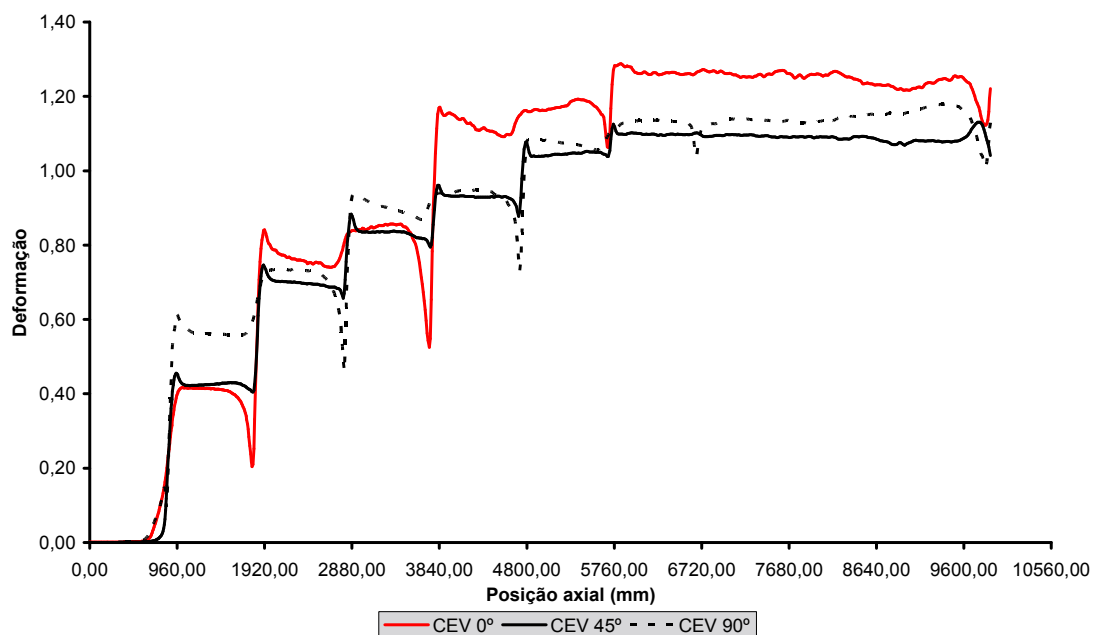


Figura 5.11 – Comparação das deformações do laminador contínuo obtidas via elementos finitos em diferentes geratrizes para o Grau B, cilindro modificado.

Pode-se observar na figura 5.11 que na simulação via elementos finitos ocorre um processo semelhante ao obtido através dos cálculos convencionais. As deformações de fundo de canal/lateral do cilindro (geratrizes 0 e 90°) se alternam a cada cadeira, dando um grande salto a cada duas cadeiras. A deformação na geratriz 45° apresenta uma deformação mais homogênea, ocorrendo deformação em todas as cadeiras.

Comparação entre o método convencional e o método de elementos finitos

As figuras 5.12 a 5.14 mostram a comparação entre o método de cálculo convencional e o método de cálculo via elementos finitos para cada geratriz.

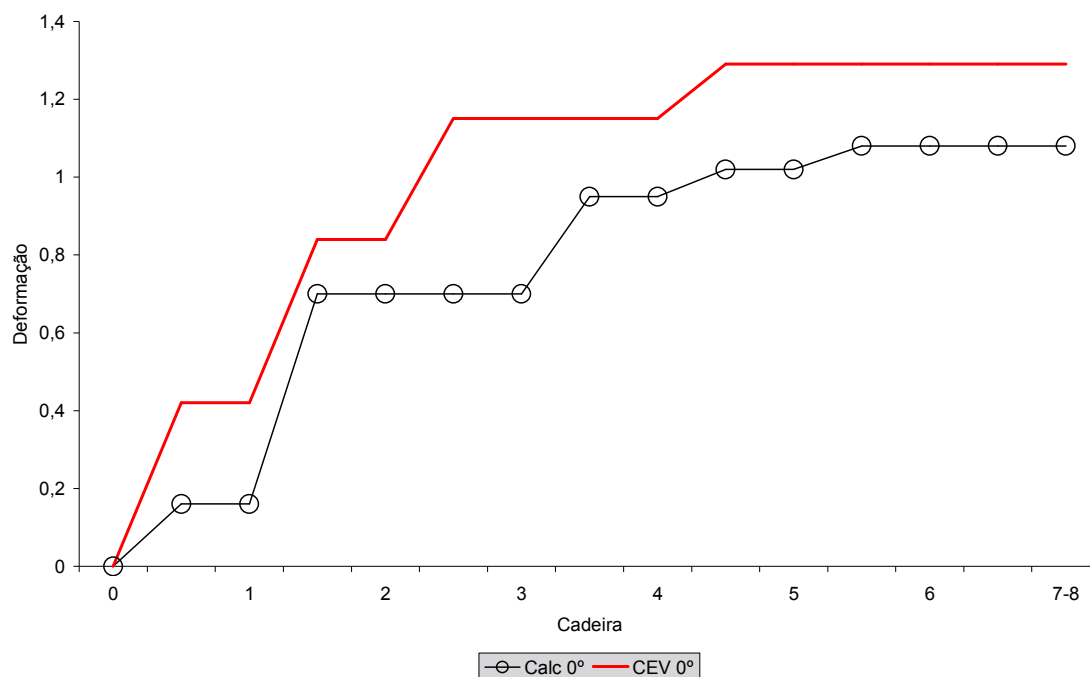


Figura 5.12 – Comparação das deformações na geratriz 0° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos para o aço GrauB, cilindro modificado.

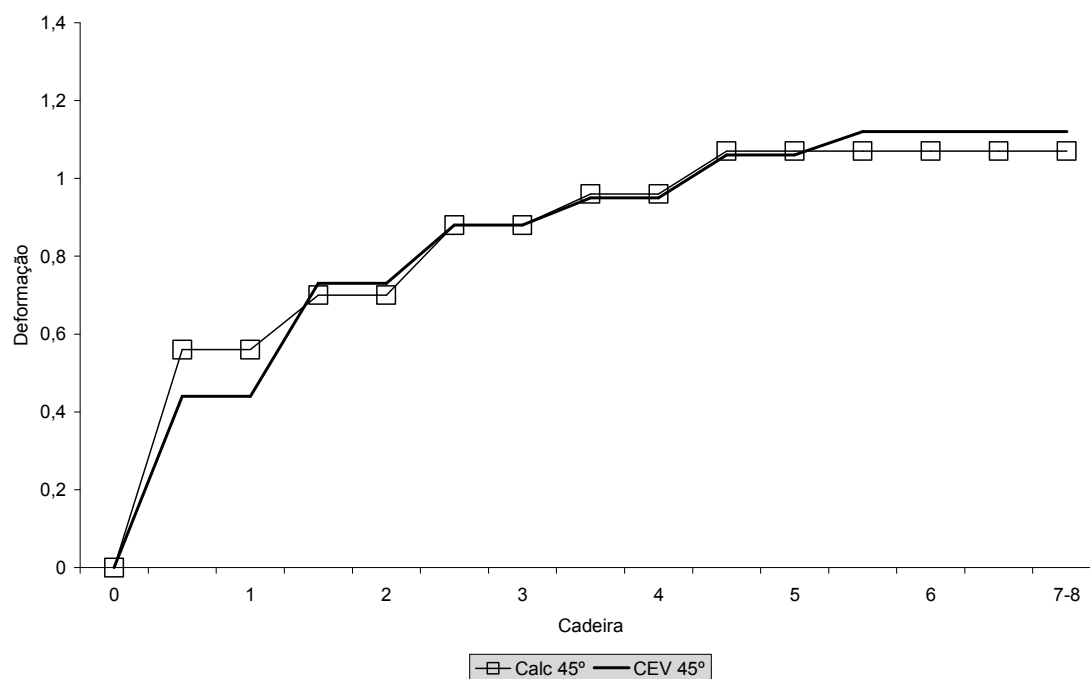


Figura 5.13 – Comparação das deformações na geratriz 45° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos para o aço Grau B, cilindro modificado

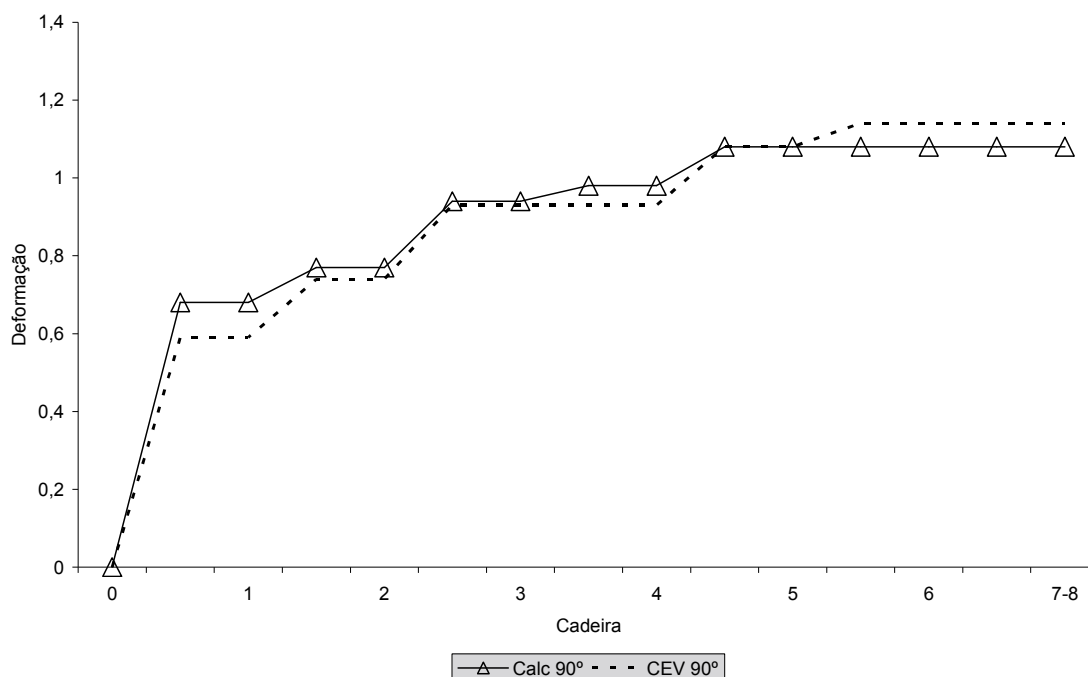


Figura 5.14 – Comparação das deformações na geratriz 90° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos para o aço Grau B, cilindro modificado

Pode-se observar nos gráficos que as deformações obtidas pelo método dos elementos finitos apresentaram resultados semelhantes ao calculado pelo método convencional, também para a utilização dos cilindros modificados. A variação da deformação por posição e número na cadeira foi semelhante nos dois métodos, ou seja, as maiores deformações foram observadas no fundo do canal, sendo assim o ponto de maior deformação em cada passe se alternava entre 0° e 90° conforme a geometria do cilindro se apresentava. A geratriz 45° apresentou um valor médio nos dois métodos.

A maior diferença encontrada foi no primeiro passe da geratriz 0°, o método convencional apresentou deformação de 0,16 enquanto o obtido via elementos finitos apresentou deformação de 0,42. Esse valor se deve provavelmente ao método convencional utilizar uma área circular como forma de aproximação enquanto o formato

real seria mais semelhante a uma elipse. Conforme o tubo vai sendo laminado a área real aproxima-se mais de um formato circular o que minimiza o erro do cálculo.

Os demais passes da geratriz 0° e todos os outros passes apresentaram valores muito semelhantes, inclusive a deformação final também foi muito semelhante. A única exceção foi a geratriz 0° que apresentou um erro acumulado devido ao primeiro passe.

5.4. Caracterização dos parâmetros termomecânicos da linha de laminação para o aço DINX20Cr13 cilindro modificado

Análise usando método de cálculo convencional

Conforme dito anteriormente o método convencional não diferencia os parâmetros termomecânicos quanto ao aço, portanto serão utilizados os dados (deformação, tempo entre passes, temperatura e taxa de deformação) do Grau B, cilindro modificado, método convencional.

Análise usando método de cálculo elementos finitos

As tabelas V.17 a V.19 mostram os resultados obtidos para o cálculo pelo método de elementos finitos.

Tabela V.17. Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 0°, DINX20Cr13, cilindro modificado, método elementos finitos.

Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	ϵ total	$d\epsilon/dt$ (1/s)	t_{ep} (s)
Laminador Contínuo (posição 0)					
1	8	1110	0,42	12,99	0,54
2		1103	0,42	15,94	0,43
3		1096	0,31	21,72	0,40
4		1089	0,00	0,00	0,39
5		1082	0,14	20,77	0,37
6 - 8		1065	0,00	0,00	-

Tabela V.18. Parâmetros Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 45°, DINX20Cr13, cilindro modificado, método elementos finitos..

Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	ϵ total	$d\epsilon/dt$ (1/s)	t_{ep} (s)
Laminador Contínuo (posição 45)					
1	8	1110	0,45	10,41	0,54
2		1103	0,29	23,48	0,43
3		1096	0,12	9,78	0,40
4		1089	0,07	9,30	0,39
5		1082	0,12	14,54	0,37
6 - 8		1065	0,05	0,00	-

Tabela V.19. Parâmetros Parâmetros do ciclo termomecânico para geratriz 90°, DINX20Cr13, cilindro modificado, método elementos finitos.

Equipamento	Número de passes	T (Celsius)	ϵ total	$d\epsilon/dt$ (1/s)	t_{ep} (s)
Laminador Contínuo (posição 90)					
1	8	1110	0,62	13,65	0,54
2		1103	0,16	16,71	0,43
3		1096	0,17	14,74	0,40
4		1089	0,03	6,09	0,39
5		1082	0,12	15,42	0,37
6 - 8		1065	0,06	0,00	-

A figura 5.15 mostra a representação gráfica das deformações em cada cadeira. Pode-se observar que na simulação via elementos finitos um processo semelhante ao obtido

através dos cálculos convencionais, as deformações de fundo de canal/lateral do cilindro (geratrizes 0 e 90°) se alternam a cada cadeira, dando um grande salto a cada duas cadeiras. A deformação na geratriz 45° apresenta uma deformação mais homogênea, ocorrendo deformação em todas as cadeiras. Conforme mostrado anteriormente tal comportamento de deformações já era esperado, pois o cálculo de deformação do laminador visa criar uma deformação mais homogênea o que permite melhor controle dimensional.

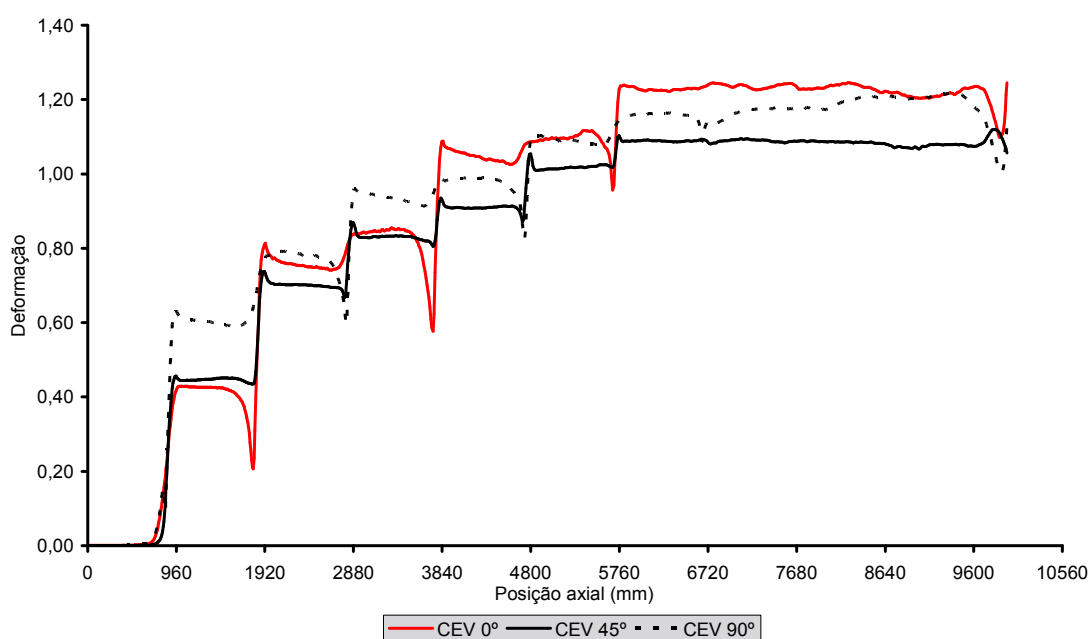


Figura 5.15 – Comparação das deformações do laminador contínuo obtidas via elementos finitos em diferentes geratrizes para o aço DINX20Cr13, cilindro modificado.

Comparação entre o método convencional e o método de elementos finitos

As figuras 5.16 a 5.18 mostram a comparação entre o método de cálculo convencional e o método via elementos finitos.

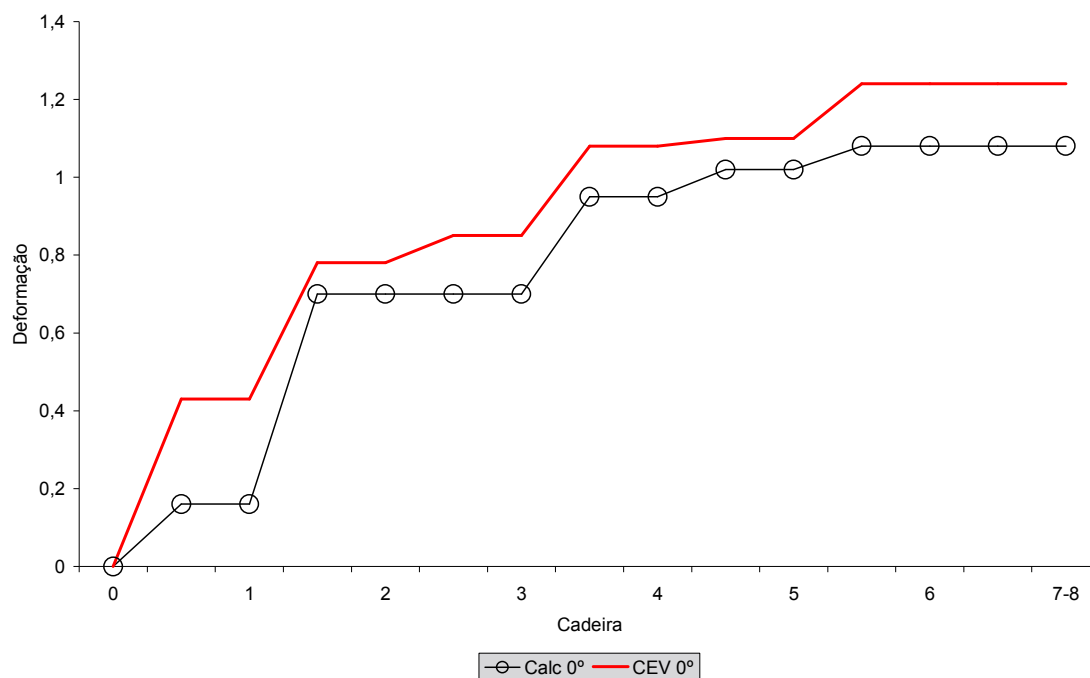


Figura 5.16 – Comparação das deformações na geratriz 0° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos para o aço DINX20Cr13, cilindro modificado.

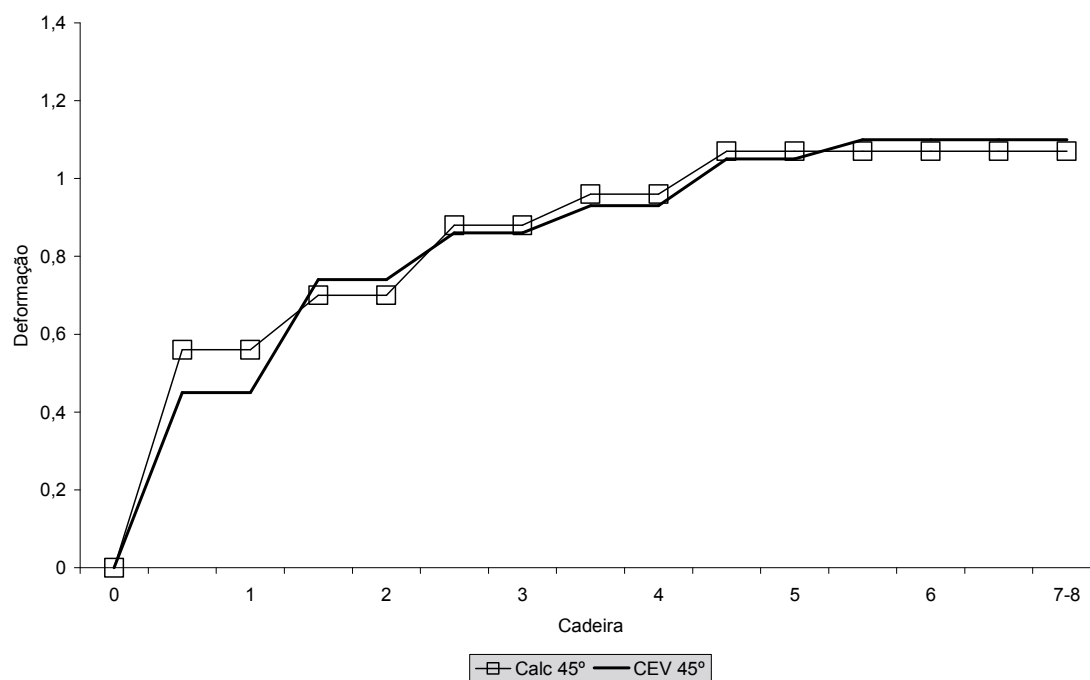


Figura 5.17 – Comparação das deformações na geratriz 45° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos para o aço DINX20Cr13, cilindro modificado

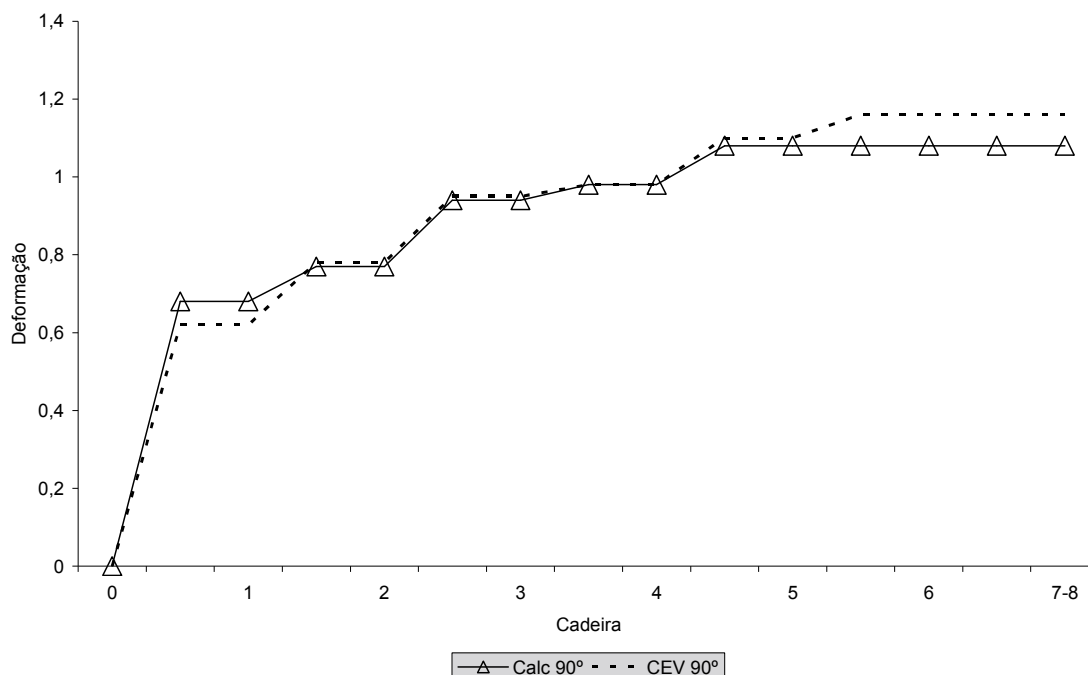


Figura 5.18 – Comparação das deformações na geratriz 90° do laminador contínuo calculadas pelo método convencional e via elementos finitos para o aço DINX20Cr13, cilindro modificado

Pode-se observar nos gráficos 5.16 a 5.18 que as deformações obtidas pelo método dos elementos finitos apresentaram resultados semelhantes ao calculado pelo método convencional. A variação da deformação por posição e número na cadeira foi semelhante nos dois métodos, ou seja, as maiores deformações foram observadas no fundo do canal, sendo assim o ponto de maior deformação em cada passe se alternava entre 0° e 90° conforme a geometria do cilindro se apresentava. A geratriz 45° apresentou um valor médio nos dois métodos.

A maior diferença encontrada foi no primeiro passe da geratriz 0°, o método convencional apresentou deformação de 0,16 enquanto o obtido via elementos finitos apresentou deformação de 0,43. Esse valor se deve provavelmente ao método convencional utilizar uma área circular como forma de aproximação enquanto o formato real seria mais semelhante a uma elipse. Conforme o tubo vai sendo laminado a área real aproxima-se mais de um formato circular o que minimiza o erro do cálculo.

Os demais passes da geratriz 0° e todos os outros passes apresentaram valores muito semelhantes, inclusive a deformação final também foi muito semelhante. A única exceção foi a geratriz 0° que apresentou um erro acumulado devido ao primeiro passe.

6. DISCUSSÃO

6.1 Simulação via elementos finitos.

Conforme foi observado nas seções anteriores o método de cálculo via elementos finitos apresenta resultados bastante próximos aos resultados do cálculo convencional. As pequenas diferenças se devem principalmente aos seguintes fatores:

1. Consideração da área da seção circunferencial: o cálculo convencional utiliza uma aproximação da área real através de um formato circular, sendo que o formato real, principalmente para as primeiras cadeiras, aparenta uma forma mais próxima a uma elipse. O método dos elementos finitos não apresenta esse problema, utilizando formatos mais parecidos com o observado no processo real.
2. Folga da máquina: não foram adicionadas no cálculo convencional da deformação possíveis folgas do equipamento sob esforços durante o processo de laminação. O método dos elementos finitos inclui essas folgas.
3. Deformações sofridas pelo cilindro sob os esforços de laminação: o método de cálculo convencional considera o cilindro com rigidez infinita (pois o cálculo é geométrico), ou seja, não sofre nenhum tipo de deformação durante o processo de laminação. O método de elementos finitos considera a rigidez do cilindro, o que proporciona uma pequena diferença nas deformações ao serem laminados aços de diferentes durezas.
4. Aço laminado: o método de cálculo convencional não apresenta variações quanto ao tipo de aço laminado, o que representa uma diferença considerável quanto aos esforços de laminação necessário e deformações reais obtidas, tendo em vista que cada tipo de aço apresenta resistência à deformação a quente diferente durante o processo de laminação.

Após serem analisados os aspectos citados anteriormente nos itens 1 a 4, pode-se definir que o método de elementos finitos parece ser válido como forma de obtenção dos parâmetros de laminação em diferentes eixos axiais do laminador contínuo, e que é também um método de cálculo mais eficiente que o convencional, tendo em vista que o método de simulação via elementos finitos permite que sejam adicionados detalhes importantes para que o cálculo seja mais preciso.

6.2.Comparação dos processos de amaciamento na laminação contínua da V&M do Brasil

Foram comparados os processos de amaciamento no laminador contínuo para os aços DINX20Cr13 e Grau B, visando validar a hipótese que as ondulações, observadas na laminação do aço DINX20Cr13 e não observadas na laminação do aço Grau B, possuem origem nos diferentes processos de amaciamento determinados pela diferente composição química entre os aços. O processo de amaciamento com cilindros convencionais e modificados também foram comparados para os dois aços.

Amaciamento no aço Grau B, cilindro convencional

Utilizando as equações amplamente divulgadas para aços-carbono convencionais que podem ser vistas na revisão bibliográfica do presente trabalho, foram obtidas características metalúrgicas de cada geratriz através de modelamento matemático. As tabelas VI.1, VI.2 e VI.3 mostram os resultados obtidos.

Tabela VI.1. Modelamento matemático: Grau B, cilindro convencional,
0°.

Passe	t_{ep} [s]	T [°C]	d_i [μm]	ϵ	ϵ/t [s ⁻¹]	ϵ_a	ϵ_c	$\epsilon > \epsilon_c$	$t_{0.5}$ [s]	$t_{0.95}$ [s]	X	d_f [μm]
1	0,54	1110	100	0,43	13,30	0,430	0,29	S	0,02	0,06	1,00	35,4
2	0,43	1103	35	0,46	17,46	0,460	0,23	S	0,02	0,04	1,00	32,3
3	0,4	1096	32	0,04	2,80	0,040	0,17	N	4,51	9,11	0,06	29,6
4	0,39	1089	30	0,22	48,89	0,258	0,27	N	0,06	0,12	0,99	23,6
5	0,37	1082	24	0,05	7,42	0,052	0,19	N	1,70	3,44	0,14	20,0
6-8	1,2	1065	20	0,05	8,43	0,093	0,19	N	1,59	3,22	0,41	16,7

Tabela VI.2. Modelamento matemático: Grau B, cilindro convencional, 45°..

Passe	t_{ep} [s]	T [°C]	d_i [μm]	ϵ	ϵ/t [s ⁻¹]	ϵ_a	ϵ_c	$\epsilon > \epsilon_c$	$t_{0.5}$ [s]	$t_{0.95}$ [s]	X	d_f [μm]
1	0,54	1110	100	0,45	10,41	0,450	0,28	S	0,03	0,07	1,00	37,5
2	0,43	1103	37	0,32	25,91	0,320	0,25	S	0,01	0,03	1,00	29,5
3	0,4	1096	29	0,12	9,78	0,120	0,20	N	0,24	0,49	0,68	24,5
4	0,39	1089	24	0,08	10,63	0,118	0,20	N	0,51	1,03	0,41	18,9
5	0,37	1082	19	0,11	13,33	0,157	0,19	N	0,15	0,31	0,82	24,5
6-8	1,2	1065	24	0,04	7,31	0,060	0,20	N	4,14	8,37	0,18	19,8

Tabela VI.3. Modelamento matemático: Grau B, cilindro convencional, 90°..

Passe	t_{ep} [s]	T [°C]	d_i [μm]	ϵ	ϵ/t [s ⁻¹]	ϵ_a	ϵ_c	$\epsilon > \epsilon_c$	$t_{0.5}$ [s]	$t_{0.95}$ [s]	X	d_f [μm]
1	0,54	1110	100	0,67	14,75	0,670	0,30	S	0,02	0,05	1,00	34,6
2	0,43	1103	35	0,14	14,62	0,140	0,22	N	0,20	0,41	0,77	25,5
3	0,4	1096	25	0,13	11,27	0,162	0,20	N	0,15	0,30	0,85	28,3
4	0,39	1089	28	0,07	14,20	0,090	0,22	N	0,95	1,92	0,25	21,0
5	0,37	1082	21	0,09	11,57	0,143	0,20	N	0,31	0,62	0,56	19,0
6-8	1,2	1065	19	0,06	9,02	0,099	0,19	N	0,91	1,84	0,60	19,0

Podem ser observadas algumas pequenas diferenças nos processos de amaciamento e no tamanho de grão entre as geratrizes do aço Grau B laminado com cilindro convencional durante o processo de laminação.

Durante o primeiro passe ocorre recristalização dinâmica completa nas 3 geratrizes, pois as deformações são muito superiores a deformação crítica e a cinética de amaciamento é muito rápida, permitindo que o material recristalize completamente. O tamanho de grão reduz de 100μm para aproximadamente 35μm. A microestrutura no momento anterior ao contato do cilindro da cadeira 2 é homogênea, considerando o fato do material ter recristalizado completamente e apresentar tamanho de grão bem semelhantes nas três geratrizes.

No segundo passe ocorre recristalização dinâmica na geratriz 0° e 45°, que representam o fundo do canal e o ponto médio entre o fundo e a lateral do cilindro, respectivamente. Na geratriz 90° a deformação não é suficiente para que ocorra recristalização dinâmica completa. O tamanho do grão não reduz significativamente, em torno de 5μm. Durante o processo de laminação ocorre crescimento de grão, porém como os tempos entre passe

são extremamente reduzidos o crescimento de grão seria em valores da ordem 2 a 3µm, conforme as equações de Hodgson et al, 1992, o que para um modelamento matemático simples não ocasionaria grandes diferenças. Também se pode considerar que o crescimento de grão afetaria todas as geratrizes, portanto não significaria uma alteração tão grande entre as geratrizes.

Na sequência de passes 3 a 8 as deformações não são suficiente para ultrapassar a deformação crítica em nenhum momento, nem mesmo com a deformação acumulada. O grão é refinado chegando, em sua forma final, em torno de 20µm para todas as geratrizes. Os resultados dos passes 3 a 8 já eram esperados, pois são referentes as cadeiras no laminador contínuo que têm como principal função realizar um ajuste fino na espessura da parede (3 e 4), reduzir excentricidade modificando levemente a parede do tubo (5 e 6) e “ovalizar” um pouco a lupa (7 e 8), para que seja possível após o laminador retirar o mandril, o que seria muito complicado em uma lupa sem ovalização na qual todos os pontos da lupa estariam em contato com o mandril.

Amaciamento no aço DINX20Cr13, cilindro convencional

Devido a dificuldade de se encontrar literatura específica para o aço DINX20Cr13, serão utilizadas as equações para amaciamento do aço AISI304 inoxidáveis austenítico com composição química (wt%) Fe- 0,02% C - 1,6% Mn -8,2% Ni -18,5% Cr - 0,8% Cu, propostas por Dehghan-Manshadi et al, 2007.

$$Z = \dot{\varepsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \quad (6.19)$$

Onde Z é o parâmetro de Zenner-Hollomon, Q é a energia de ativação da deformação a quente (400kJ/mol para AISI304), R é a constante dos gases, e T a temperatura (K).

$$\varepsilon_p = 3,6 \times 10^{-3} * Z^{0,15} \quad (6.20)$$

Onde ε_p é a deformação de pico.

$$\varepsilon_c = 2,2 \times 10^{-3} * Z^{0,15} \quad (6.21)$$

Onde ε_c é a deformação crítica.

$$d_{DRX} = 5,2 \times 10^3 * Z^{-0,17} \quad (6.22)$$

Onde d_{DRX} é o tamanho de grão após a recristalização.

$$t_{50SRX} = 8 \times 10^{-9} * \varepsilon^{-1,5} * Z^{-0,42} \exp\left(\frac{375000}{RT}\right) \quad (6.23)$$

Onde t_{50SRX} é o tempo para 50% de amaciamento na recristalização estática.

$$t_{50MDRX} = 2,7 \times 10^{-2} * Z^{-0,61} \exp\left(\frac{292000}{RT}\right) \quad (6.24)$$

Onde t_{50MDRX} é o tempo para 50% de amaciamento na recristalização metadinâmica.

Os resultados são observados nas tabelas VI.4 a VI. 6.

Tabela VI.4. Modelamento matemático: DINX20Cr13, cilindro convencional, 0°..

Passe	t_{ep} [s]	T [°C]	d_i [μm]	ε	ε/t [s ⁻¹]	ε_a	ε_c	$\varepsilon > \varepsilon_c$	$t_{0.5}$ [s]	X	d_f [μm]
1	0,54	1110	100	0,44	13,61	0,440	0,60	N	0,61	0,46	29,9
2	0,43	1103	30	0,43	16,32	0,670	0,64	S	0,33	0,61	4,9
3	0,4	1096	5	0,05	3,50	0,219	0,52	N	33,74	0,01	4,9
4	0,39	1089	5	0,16	14,32	0,210	0,66	N	3,58	0,06	4,3
5	0,37	1082	4	0,05	7,42	0,201	0,61	N	29,72	0,01	4,3
6-8	1,2	1065	4	0,09	15,17	0,140	0,73	N	11,51	0,06	3,8

Tabela VI.5. Modelamento matemático: DINX20Cr13, cilindro convencional, 45°..

Passe	t_{ep} [s]	T [°C]	d_i [μm]	ε	ε/t [s ⁻¹]	ε_a	ε_c	$\varepsilon > \varepsilon_c$	$t_{0.5}$ [s]	X	d_f [μm]
1	0,54	1110	100	0,46	10,64	0,460	0,58	N	0,63	0,44	31,3
2	0,43	1103	31	0,29	23,48	0,547	0,67	N	0,99	0,24	18,1
3	0,4	1096	18	0,13	10,59	0,350	0,61	N	5,06	0,04	16,6
4	0,39	1089	17	0,07	9,30	0,195	0,62	N	14,84	0,01	16,2
5	0,37	1082	16	0,12	14,54	0,189	0,68	N	6,02	0,03	15,2
6-8	1,2	1065	15	0,02	4,01	0,136	0,60	N	192,11	0,00	15,1

Tabela VI.6. Modelamento matemático: DINX20Cr13, cilindro convencional, 90°..

Passe	t_{ep} [s]	T [°C]	d_i [μm]	ϵ	ϵ/t [s ⁻¹]	ϵ_a	ϵ_c	$\epsilon > \epsilon_c$	$t_{0.5}$ [s]	X	d_f [μm]
1	0,54	1110	100	0,70	15,41	0,700	0,61	S	0,33	0,69	9,8
2	0,43	1103	10	0,19	19,85	0,404	0,65	N	2,00	0,12	7,6
3	0,4	1096	8	0,09	7,80	0,257	0,58	N	9,98	0,02	7,3
4	0,39	1089	7	0,07	14,20	0,158	0,66	N	12,43	0,02	7,1
5	0,37	1082	7	0,06	7,71	0,129	0,62	N	22,24	0,01	7,0
6-8	1,2	1065	7	0,09	8,97	0,150	0,67	N	14,35	0,04	6,4

Pode-se observar que na primeira cadeira da geratriz 90°, correspondente ao fundo do cilindro da primeira cadeira, ocorre recristalização dinâmica. A cinética para 50% de amaciamento por recristalização dinâmica nessa geratriz é equivalente a 0,33s, o que permite que o material chegue consideravelmente amaciado na segunda cadeira, pois o tempo entre passes é 0,43s. O tamanho do grão no momento anterior ao segundo passe é 9,8μm. Nas geratrizes 0° e 45°, as condições não são suficientes para que ocorra a recristalização dinâmica no primeiro passe, porém o processo estático reduz o tamanho de grão para em torno de 30μm. A microestrutura no momento anterior ao contato com o cilindro da segunda cadeira é heterogênea, pois apresenta áreas isentas de deformação, com grãos recém nucleados e áreas com grãos alongados e grandes deformações.

No segundo passe ocorre recristalização dinâmica na geratriz 0° devido a deformação acumulada, o que refina o grão para 4,9μm. Na geratriz 45° o grão é maior do que nas outras geratrizes, pois não ocorreu recristalização dinâmica completa, causando uma heterogeneidade na microestrutura. Nos passes seguintes as deformações não são suficientes para atingir a deformação crítica ou gerar uma fração amaciada significativa, portanto também não ocorrem grandes mudanças na microestrutura.

Comparação do amaciamento dos aços Grau B e DINX20Cr13 utilizando cilindro convencional

A principal diferença observada durante o processo de laminação do laminador contínuo entre os dois aços se refere ao processo de amaciamento e microestrutura dos dois primeiros passes do laminador.

No primeiro passe do Grau B ocorre recristalização dinâmica nas três geratrizes e a microestrutura apresentada no passe seguinte apresenta grande homogeneidade. No

primeiro passe do DINX20Cr13 apenas o fundo do canal apresenta recristalização dinâmica, o que acarreta em grande heterogeneidade da microestrutura do passe seguinte.

No segundo passe do Grau B ocorre recristalização dinâmica no fundo do canal e no ponto intermediário, na lateral do canal a deformação crítica não é ultrapassada. Apesar dos diferentes tipos de amaciamento nesse passe a microestrutura final não apresenta grande divergência, com tamanho de grão próximo de $30\mu\text{m}$. No segundo passe do DINX20Cr13 ocorre recristalização dinâmica apenas no fundo do canal, fato que permite que a heterogeneidade da microestrutura se mantenha na geratriz 45° , que é sempre o ponto intermediário entre o fundo do canal e a lateral.

O fato de o aço DINX20Cr13 apresentar ondulações nas extremidades do tubo e o Grau B não apresentar as mesmas ondulações laminado em condições semelhantes sugere que alguma característica metalúrgica do DINX20Cr13 seja responsável pela ondulação. Como os processos de amaciamento apresentados nas primeiras cadeiras do DINX20Cr13 geram uma microestrutura heterogênea, fato que não ocorre no Grau B, é possível que esse fenômeno seja responsável pelas ondulações, porém, conforme visto posteriormente, essa hipótese não se sustenta.

Amaciamento no aço DINX20Cr13, cilindro modificado

Após a modificação realizada no cilindro do laminador contínuo as ondulações desapareceram no aço DINX20Cr13. Foi necessário estudar o processo de amaciamento com o cilindro modificado no aço DINX20Cr13 para se comprovar a hipótese de que os diferentes processos de amaciamento geram heterogeneidade na microestrutura e, conseqüentemente, seriam responsáveis pelo aparecimento de ondulações. As tabelas VI.7 a VI.9 mostram os resultados obtidos.

Tabela VI.7. Modelamento matemático: DINX20Cr13, cilindro modificado, 0°..

Passe	t_{ep} [s]	T [°C]	d_i [μm]	ϵ	ϵ/t [s ⁻¹]	ϵ_a	ϵ_c	$\epsilon > \epsilon_c$	$t_{0.5}$ [s]	X	d_f [μm]
1	0,54	1110	100	0,42	12,99	0,420	0,60	N	0,66	0,42	33,4
2	0,43	1103	33	0,42	15,94	0,662	0,63	S	0,33	0,60	5,6
3-4	0,79	1096	6	0,31	21,72	0,477	0,68	N	1,02	0,41	2,2
5	0,37	1082	2	0,14	20,77	0,323	0,71	N	4,12	0,05	2,0
6-8	1,2	1065	2	0,02	3,32	0,153	0,58	N	207,97	0,00	2,0

Tabela VI.8. Modelamento matemático: DINX20Cr13, cilindro modificado, 45°..

Passe	t_{ep} [s]	T [°C]	d_i [μm]	ϵ	ϵ/t [s ⁻¹]	ϵ_a	ϵ_c	$\epsilon > \epsilon_c$	$t_{0.5}$ [s]	X	d_f [μm]
1	0,54	1110	100	0,45	10,41	0,450	0,58	N	0,66	0,43	33,0
2	0,43	1103	33	0,29	23,48	0,548	0,67	N	0,99	0,24	19,1
3	0,4	1096	19	0,12	9,78	0,340	0,60	N	5,90	0,04	17,7
4	0,39	1089	18	0,07	9,30	0,186	0,62	N	14,84	0,01	17,3
5	0,37	1082	17	0,12	14,54	0,189	0,68	N	6,02	0,03	16,2
6-8	1,2	1065	16	0,05	4,89	0,166	0,62	N	44,71	0,01	15,8

Tabela VI.9. Modelamento matemático: DINX20Cr13, cilindro modificado, 90°..

Passe	t_{ep} [s]	T [°C]	d_i [μm]	ϵ	ϵ/t [s ⁻¹]	ϵ_a	ϵ_c	$\epsilon > \epsilon_c$	$t_{0.5}$ [s]	X	d_f [μm]
1	0,54	1110	100	0,62	13,65	0,620	0,60	S	0,36	0,66	11,6
2	0,43	1103	12	0,16	16,71	0,368	0,64	N	2,79	0,08	9,8
3	0,4	1096	10	0,17	14,74	0,316	0,64	N	2,94	0,07	8,4
4	0,39	1089	8	0,03	6,09	0,187	0,58	N	63,22	0,00	8,3
5	0,37	1082	8	0,12	15,42	0,150	0,68	N	5,88	0,03	7,8
6-8	1,2	1065	8	0,06	9,72	0,176	0,68	N	25,49	0,02	7,5

Pode-se observar que na primeira cadeira a geratriz 90°, correspondente ao fundo do cilindro da primeira cadeira, ocorre recristalização dinâmica. A cinética para 50% de amaciamento por recristalização dinâmica nessa geratriz é equivalente a 0,36s, o que permite que o material chegue consideravelmente amaciado na segunda cadeira, pois o tempo entre passes é 0,43s. O tamanho do grão no momento anterior ao segundo passe é 9,0μm. Nas geratrizes 0° e 45°, as condições não são suficientes para que ocorra a recristalização dinâmica, portanto não ocorre assim uma redução no tamanho de grão semelhante a da geratriz 90°, o tamanho de grão nas geratrizes 0° e 45° é cerca de 30μm. A microestrutura no momento anterior ao contato com o cilindro da segunda cadeira é heterogênea, apresenta área com grãos recristalizados e isentos de deslocamentos com tamanho próximo de 9,0μm e áreas com grãos alongados pela deformação e presença de deslocamentos que apresentam grãos com medidas em torno de 30μm.

No segundo passe, ocorre recristalização dinâmica na geratriz 0°, que representa nesse passe o fundo do canal. O tamanho de grão é reduzido para 5,6μm após o primeiro passe. Na geratriz 45° a deformação não é suficiente para atingir a deformação crítica, sendo essa a região onde são encontrados os maiores grãos, em torno de 20μm, o que

gera heterogeneidade na microestrutura do material, conforme também ocorre no aço DINX20Cr13 com cilindro convencional. Nos passes seguintes as deformações são inferiores a deformação crítica, e a fração amaciada não é significativa a ponto de gerar grandes mudanças na microestrutura.

Comparação do amaciamento para o laminador contínuo com cilindros convencionais e modificados utilizando o aço DINX20Cr13

Comparando-se o processo de amaciamento no laminador contínuo com cilindro convencional e com cilindro modificado para o aço DINX20Cr13 observa-se que o mecanismo de amaciamento, a cinética do amaciamento e a microestrutura não apresentam nenhuma diferença significativa. Os dois processos são extremamente semelhantes quanto ao processo de amaciamento. Portanto rejeita-se a hipótese de que os diferentes mecanismos de amaciamento apresentados no aço Grau B e DINX20Cr13 são responsáveis pelo surgimento das ondulações do DINX20Cr13.

6.3.Comparação entre cinética de amaciamento do aço AISI304 e do aço DINX20Cr13

Apesar de restrita literatura referente ao aço DINX20Cr13, algumas comparações podem ser realizadas conforme dados encontrados por Lage, 2008. Comparando os dados obtidos em Lage, 2008, com as curvas de amaciamento para o AISI304 e o Grau B a 1100°C, α igual a 0,7, $\dot{\epsilon}$ igual a 10s⁻¹ pode-se obter o gráfico mostrado na figura 6.1.

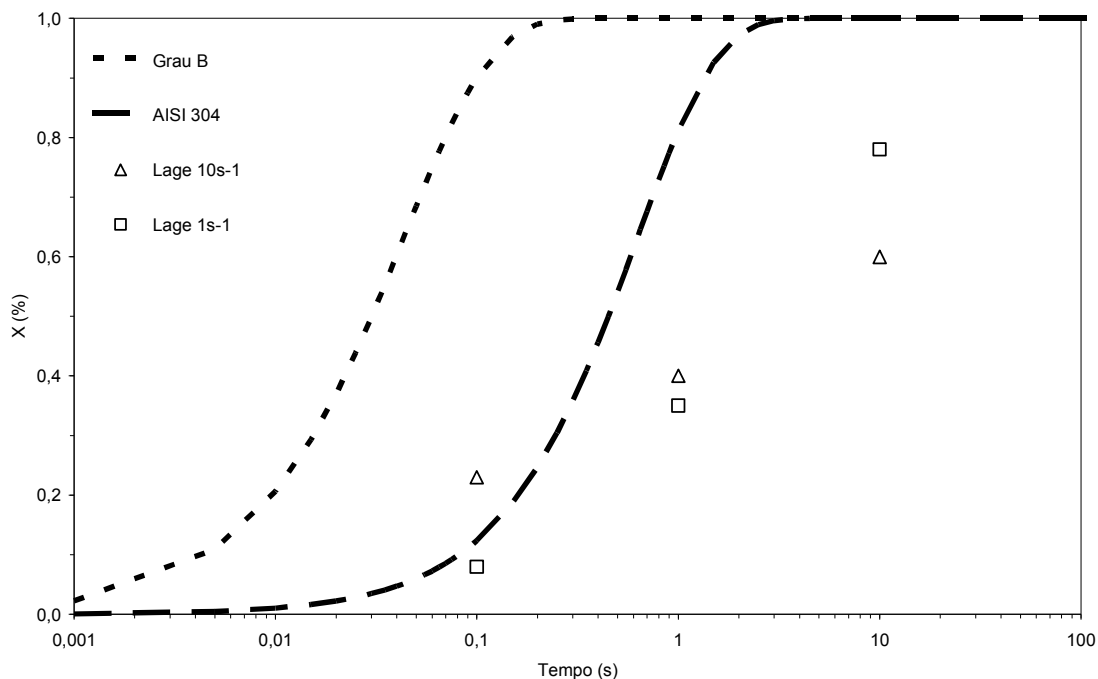


Figura 6.1 – Comparação das curvas de amaciamento do AISI304, Grau B e D1NX20Cr13.

A cinética de amaciamento do AISI304 está mais próxima do D1NX20Cr13 do que do Grau B, porém são necessários alguns ajustes para aproximar o AISI304 dos resultados encontrados experimentalmente do D1NX20Cr13. As equações usadas do AISI304 apresentam uma cinética de recristalização mais rápida do que a do D1NX20Cr13, o que pode influenciar nos pontos de ocorrência de recristalização dinâmica e no tamanho de grão. Para uma análise mais detalhada seriam necessários mais pontos para minimizar o erro do D1NX20Cr13, mas apenas para uma primeira abordagem é possível ajustar as equações do AISI304 com os dados disponíveis. Pode-se considerar, para o ajuste do modelo do AISI304:

$$t_{50SRX} = 3,7 \times 10^{-8} * \varepsilon^{-1,5} * Z^{-0,42} \exp\left(\frac{375000}{RT}\right) \quad (6.25)$$

$$X = 1 - \exp\left(-0,693 * \frac{t_{ep}}{t_{0,5}}\right)^{0,5} \quad (6.26)$$

Onde 0,5 é o coeficiente de Avrami modificado para ajuste do modelo.

Aplicando-se as equações 6.25 e 6.26 pode-se obter um modelo mais próximo a realidade do DINX20Cr13, como mostra a figura 6.2.

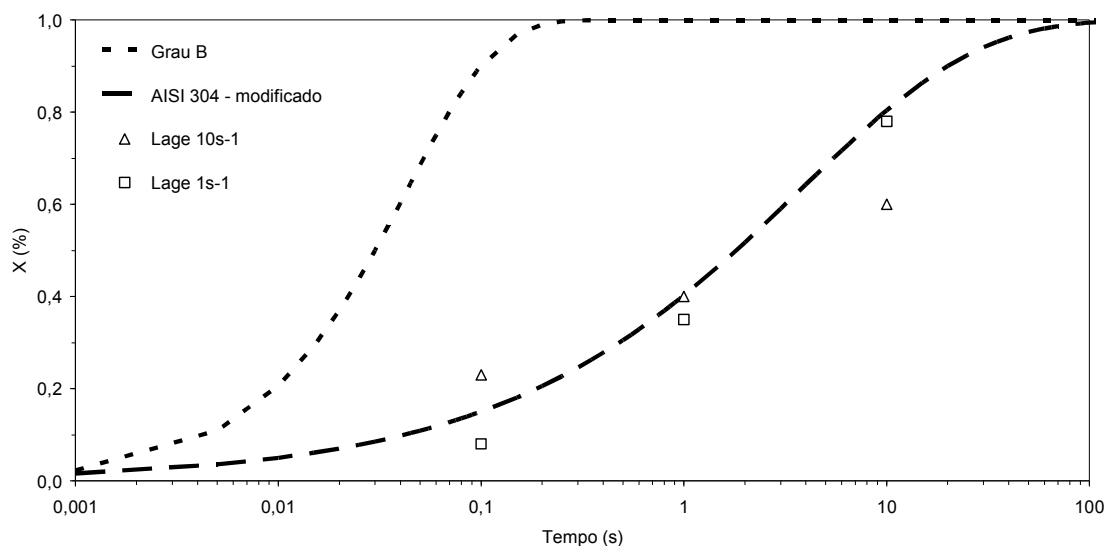


Figura 6.2 – Comparação das curvas de amaciamento do AISI304 modificado, Grau B e DINX20Cr13.

Aplicando-se o modelo modificado para o DINX20Cr13 com cilindro convencional e modificado pode-se obter uma aproximação para o modelo do AISI304 mais condizente com a realidade do DINX20Cr13. Os resultados são mostrados nas tabelas VI.10 à VI.12.

Tabela VI.10. Modelamento matemático ajustado: DINX20Cr13, cilindro convencional, 0°..

Passe	t_{ep} [s]	T [°C]	d_i [μm]	ϵ	ϵ/t [s ⁻¹]	ϵ_a	ϵ_c	$\epsilon > \epsilon_c$	$t_{0,5}$ [s]	X	d_f [μm]
1	0,54	1110	100	0,44	13,61	0,440	0,60	N	2,81	0,26	54,6
2	0,43	1103	55	0,43	16,32	0,755	0,64	S	0,33	0,61	8,7
3	0,4	1096	9	0,05	3,50	0,219	0,52	N	156,05	0,03	8,1
4	0,39	1089	8	0,16	14,32	0,208	0,66	N	16,57	0,10	6,6
5	0,37	1082	7	0,05	7,42	0,194	0,61	N	137,44	0,04	6,1
6-8	1,2	1065	6	0,09	15,17	0,138	0,73	N	53,23	0,10	5,0

Tabela VI.11. Modelamento matemático ajustado: DINX20Cr13, cilindro convencional, 45°..

Passe	t_{ep} [s]	T [°C]	d_i [μm]	ϵ	ϵ/t [s ⁻¹]	ϵ_a	ϵ_c	$\epsilon > \epsilon_c$	$t_{0.5}$ [s]	X	d_f [μm]
1	0,54	1110	100	0,46	10,64	0,460	0,58	N	2,92	0,26	55,2
2	0,43	1103	55	0,29	23,48	0,631	0,67	N	4,58	0,19	36,2
3	0,4	1096	36	0,13	10,59	0,365	0,61	N	23,39	0,09	30,2
4	0,39	1089	30	0,07	9,30	0,189	0,62	N	68,65	0,05	27,2
5	0,37	1082	27	0,12	14,54	0,186	0,68	N	27,86	0,08	23,2
6-8	1,2	1065	23	0,02	4,01	0,131	0,60	N	888,51	0,03	22,1

Tabela VI.12. Modelamento matemático ajustado: DINX20Cr13, cilindro convencional, 90°..

Passe	t_{ep} [s]	T [°C]	d_i [μm]	ϵ	ϵ/t [s ⁻¹]	ϵ_a	ϵ_c	$\epsilon > \epsilon_c$	$t_{0.5}$ [s]	X	d_f [μm]
1	0,54	1110	100	0,70	15,41	0,700	0,61	S	0,33	0,69	9,8
2	0,43	1103	10	0,19	19,85	0,404	0,65	N	9,27	0,14	7,3
3	0,4	1096	7	0,09	7,80	0,254	0,58	N	46,17	0,06	6,4
4	0,39	1089	6	0,07	14,20	0,154	0,66	N	57,47	0,06	5,7
5	0,37	1082	6	0,06	7,71	0,126	0,62	N	102,87	0,04	5,3
6-8	1,2	1065	5	0,09	8,97	0,148	0,67	N	66,37	0,09	4,4

Comparando o modelo matemático ajustado do AISI304 com o modelo AISI304 normal pode-se observar grandes diferenças relativas a cinética do amaciamento e ao tamanho de grão. Para o modelo ajustado, no primeiro passe nas geratrizes 0° e 45° a cinética do amaciamento é mais demorada do que o tempo entre passes, o que gera um grão mais grosseiro e aumenta a heterogeneidade da microestrutura, pois na geratriz 90° ocorre recristalização e grande refino do grão.

Após o segundo passe o modelo ajustado não prevê grandes diferenças do modelo normal, com exceção ao tamanho do grão na geratriz 45°, que no modelo ajustado se situa entre 20μm a 30μm, e no modelo normal entre 10μm a 20μm.

Tabela VI.13. Modelamento matemático ajustado: DINX20Cr13, cilindro modificado, 0°..

Passe	t_{ep} [s]	T [°C]	d_i [μm]	ϵ	ϵ/t [s ⁻¹]	ϵ_a	ϵ_c	$\epsilon > \epsilon_c$	$t_{0.5}$ [s]	X	d_f [μm]
1	0,54	1110	100	0,42	12,99	0,420	0,60	N	3,08	0,25	56,0
2	0,43	1103	56	0,42	15,94	0,734	0,63	S	0,33	0,60	9,2
3-4	0,79	1096	9	0,31	21,72	0,477	0,68	N	4,70	0,25	5,3
5	0,37	1082	5	0,14	20,77	0,373	0,71	N	19,04	0,09	4,4
6-8	1,2	1065	4	0,02	3,32	0,147	0,58	N	961,84	0,02	4,2

Tabela VI.14. Modelamento matemático ajustado: DINX20Cr13, cilindro modificado, 45°..

Passe	t_{ep} [s]	T [°C]	d_i [μm]	ϵ	ϵ/t [s ⁻¹]	ϵ_a	ϵ_c	$\epsilon > \epsilon_c$	$t_{0.5}$ [s]	X	d_f [μm]
1	0,54	1110	100	0,45	10,41	0,450	0,58	N	3,04	0,25	55,9
2	0,43	1103	56	0,29	23,48	0,626	0,67	N	4,58	0,19	36,6
3	0,4	1096	37	0,12	9,78	0,355	0,60	N	27,28	0,08	31,0
4	0,39	1089	31	0,07	9,30	0,180	0,62	N	68,65	0,05	27,9
5	0,37	1082	28	0,12	14,54	0,186	0,68	N	27,86	0,08	23,8
6-8	1,2	1065	24	0,05	4,89	0,161	0,62	N	206,81	0,05	21,4

Tabela VI.15. Modelamento matemático ajustado: DINX20Cr13, cilindro modificado, 90°..

Passe	t_{ep} [s]	T [°C]	d_i [μm]	ϵ	ϵ/t [s ⁻¹]	ϵ_a	ϵ_c	$\epsilon > \epsilon_c$	$t_{0.5}$ [s]	X	d_f [μm]
1	0,54	1110	100	0,62	13,65	0,620	0,60	S	0,36	0,66	11,6
2	0,43	1103	12	0,16	16,71	0,368	0,64	N	12,89	0,12	9,1
3	0,4	1096	9	0,17	14,74	0,311	0,64	N	13,61	0,11	7,2
4	0,39	1089	7	0,03	6,09	0,181	0,58	N	292,38	0,02	6,8
5	0,37	1082	7	0,12	15,42	0,149	0,68	N	27,18	0,08	5,8
6-8	1,2	1065	6	0,06	9,72	0,171	0,68	N	117,89	0,07	5,1

Comparando o modelo matemático ajustado do AISI304 com o modelo AISI304 normal para o cilindro modificado do DINX20Cr13 podem-se observar resultados semelhantes ao do cilindro convencional. Para o modelo ajustado, no primeiro passe nas geratrizes 0° e 45° a cinética do amaciamento é mais demorada do que o tempo entre passes, o que gera um grão mais grosseiro e aumenta a heterogeneidade da microestrutura, pois na geratriz 90° ocorre recristalização e grande refino do grão.

Após o segundo passe o modelo ajustado não prevê grandes diferenças do modelo normal, com exceção ao tamanho do grão na geratriz 45°, que no modelo ajustado se situa entre 20μm a 30μm, e no modelo normal entre 10μm a 20μm.

Mesmo ajustando-se o modelo não é possível achar alguma relação entre o mecanismo de amaciamento, a cinética de amaciamento e a microestrutura e o aparecimento de ondulações no DINX20Cr13. Os modelos com cilindro convencional e com cilindro modificado são praticamente idênticos, porém na prática as ondulações aparecem com o cilindro convencional e não estão presentes nas laminações com cilindro modificado.

6.4 Influência da geometria no surgimento das ondulações

Uma possível explicação para o aparecimento das ondulações pode estar relacionada à geometria do material durante o processo de laminação. Os gráficos das figuras 6.3 e 6.4 mostram a diferença da espessura de parede ao longo da laminação conforme o modelo obtido via elementos finitos. A linha azul escura representa a espessura de parede na primeira cadeira, a linha azul clara na segunda, verde na terceira, amarela na quarta, alaranjada na quinta e as linhas em vermelho, vinho e marrom nas últimas cadeiras.

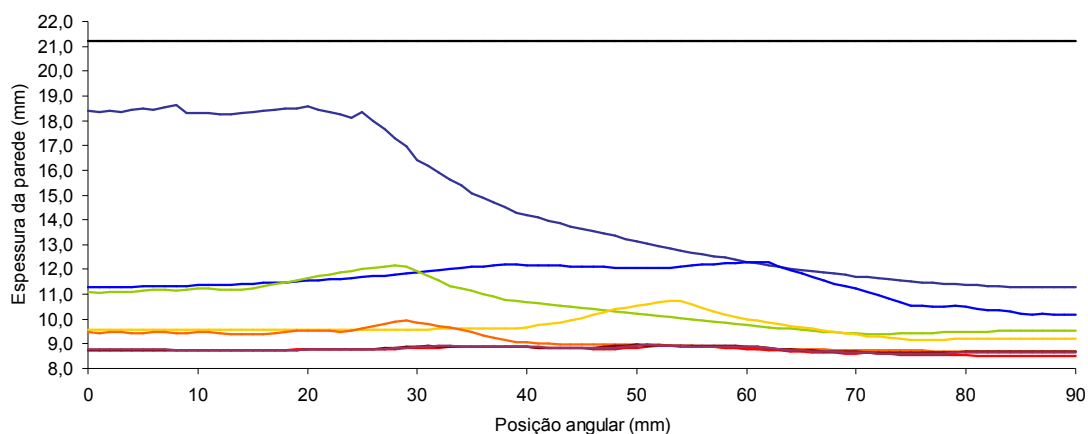


Figura 6.3 – Espessura de parede por cadeira para o aço DINX20Cr13 cilindro convencional.

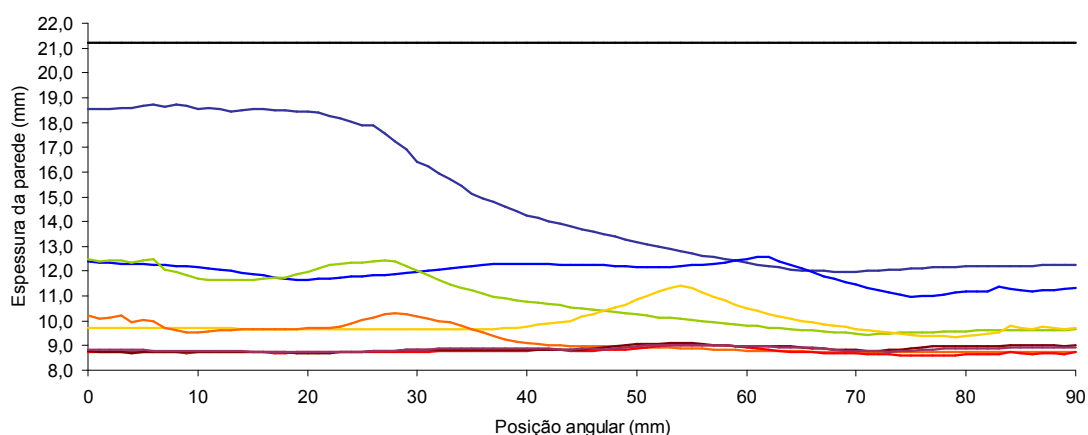


Figura 6.4 – Espessura de parede por cadeira para o aço DINX20Cr13 cilindro modificado.

Pode-se observar nos gráficos das figuras 6.16 e 6.17 que a variação entre a espessura de parede das cadeiras 1 e 2 é maior no caso do aço DINX20Cr13 com cilindro convencional do que com o cilindro modificado. Tal fato pode gerar uma diferença na geometria que pode explicar o aparecimento das ondulações.

Na laminação de planos o surgimento de ondulações pode ser relacionado a diferenças de deformação ao longo da geometria do material. Por exemplo, caso um perfil semelhante ao mostrado na figura 6.5, onde a área representada por “A” possui uma espessura “x”, a área representada por “B” possui uma espessura “2x” e as áreas A e B possuem o mesmo comprimento, seja laminado para um perfil que apresente a mesma espessura, o produto final apresentará um comprimento maior na área “B” do que na área “A”, como mostram as figuras 6.6 e 6.7.

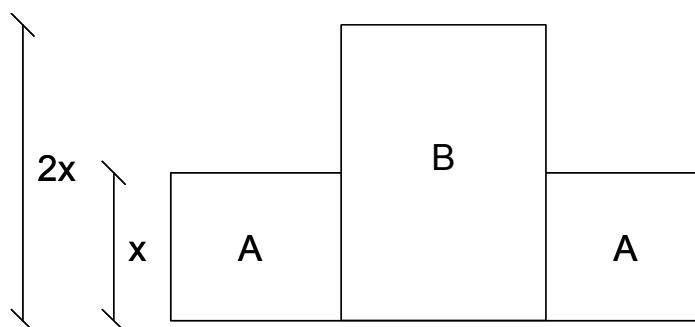


Figura 6.5 – Desenho esquemático do perfil antes da laminação.

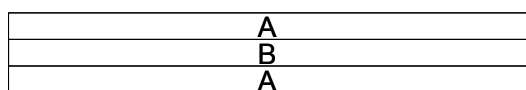


Figura 6.6 – Vista em planta do material antes de ser laminado.

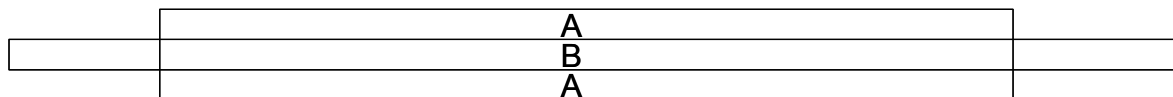


Figura 6.7 – Vista em planta do material antes após ser laminado.

As áreas “A” e “B” apresentam grande diferença de alongamento, o que resulta em uma região de interface onde ocorre uma expansão na proximidade de “B” em relação à “A” e retração na proximidade de “A” em relação à “B”. Tal efeito pode gerar ondulação na região de interface.

Esse efeito que resulta na ondulação de materiais planos é possível que seja visto nas diferentes espessuras de parede ao longo do perfil do tubo. O que possibilitaria que as ondulações sejam formadas devido à geometria. Mas para comprovar essa hipótese são necessárias experiências.

7. CONCLUSÕES

- 1 O método de cálculo de deformações por elementos finitos e o método convencional apresentaram resultados similares. Para as primeiras cadeiras o método convencional apresentou algumas limitações, pois esse sistema não consegue prever variações no formato da seção e assume um formato circular, enquanto o método de elementos finitos faz uma aproximação precisa do formato irregular da seção. Além disso, o método convencional não considera o tipo de aço laminado, resistência dos cilindros de laminação e folgas do laminador. Para situações nas quais é necessário um resultado mais preciso dos parâmetros de laminação é aconselhável que seja utilizado o método de cálculo via elementos finitos;
- 2 A caracterização do laminador mostrou a grande diferença entre a laminação do aço Grau B e do aço DINX20Cr13. O modelo AISI304 mostrou-se limitado, sendo necessário que fosse realizado uma correção com base em experiência do DINX20Cr13. Para maior confiabilidade do modelo é necessário que sejam realizados mais testes, para se obter uma maior base de dados do amaciamento do DINX20Cr13 em diferentes condições;
- 3 As ondulações presentes no aço DINX20Cr13 não possuem relação com o mecanismo de amaciamento, com a cinética de amaciamento ou com a microestrutura. A origem das ondulações é provavelmente relacionada a geometria durante o processo de laminação, tal como ocorre na laminação de planos.

8. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Estudar o processo de amaciamento do aço DINX20Cr13 mais profundamente, incluindo maiores dados sobre a cinética de amaciamento e evolução da microestrutura;
- Realizar experiências com foco na diferença de espessura de parede e geometria durante o processo como possíveis causas para o aparecimento de ondulações nos tubos do aço DINX20Cr13.

9. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. BARBOSA, R., BORATO, F.; YUE, S., JONAS J., The Influence of Chemical Composition on the Recrystallization Behavior of Microalloyed Steels, *Proc. Of the International Conference on Processing Microstructure and Properties of HSLA Steels*, The Mineral, Metals and Materials Society, 1987, p51-56.
2. BARBOSA, R., YUE, SUE., S., JONAS, J. J. Interim Report on the simulation of the Seamless Tubing Process. McGill University, 1987. Trabalho não publicado, disponível em: rbarbosa@demet.ufmg.br
3. CARVALHO, R. N. *Aspectos da Precipitação e da Recristalização na Laminação Contínua de Tubos sem Costura*. Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 2007. 231p. (Tese, Doutorado em Engenharia Metalúrgica).
4. CHO, S. H., KANG, K. B., JONAS, J. J. Mathematical Modeling of the Recrystallization Kinetics of Nb Microalloyed Steels. *ISIJ International*, v. 41, p. 766-773, 2001.
5. DEHGHAN-MANSHADI, A., BARNETT, M. R., HODGSON, P. D., Recrystallization in AISI304 austenitic stainless steel during and after hot deformation, *Materials Science & Engineering*, Austrália, A485, p.664-672, ago. 2007.
6. E LÓPEZ-CHIPRES, I. MEJÍA, C. MALDONADO, A. BEDOLLA-JACUINDE, M. EL-WAHABI, J. M. CABRERA. Hot flow behaviour of boron microalloyed steels, *Materials science & Engineering*, A480, p.49-55, Jun. 2007.
7. FERNÁNDEZ, A. I., URANGA, P., LÓPEZ, B., RODRIGUEZ-IBABE, J. M. Static Recrystallization Behaviour of a Wide Range of Austenite Grain Sizes in Microalloyed Steels. *ISIJ International*, v. 40, p. 893-901, 2000.

8. FERNÁNDEZ, A. I., LÓPEZ, B., RODRIGUEZ-IBABE, J. M. Relationship Between the Austenite Recrystallized Fraction and the Softening Measured from Interrupted Torsion Test Technique. *Scripta Materialia*, v. 40, p. 543-549, 1999.
9. HELMAN, H.; CETLIN, P. R. Fundamentos da conformação mecânica dos metais. . **Fundação Cristiano Otoni**, v. 44, n. 1, p. 14-15, 1993.
10. HODGSON, P. D., GIBBS, R. K. A Mathematical Model do Predict the Mechanical Properties of Hot Rolled C-Mn and Microalloyed Steels. *ISIJ International*, v. 32, p. 1329-1338, 1992.
11. HODGSON, P. D., JONAS, J. J., YUE, S. *Materials Science Forum*, v. 94-96, p. 715-722, 1992.
12. STRANG G., FIX G., JONAS. An Analysis of the Finite Element Method, *Prentice Hall*, v. 2, 2008.
13. Hot Working and Forming Processes, Proceedings of na International conference, 1979 (1980) In (pp. 282). Sheffield, Engl: Met Soc, London, Engl.
14. KIRIHATA, A., SICILIANO JR., F, MACCAGNO, T. M., JONAS, J. J. Mathematical Modeling of Mean Flow Stress during the Hot Strip Rolling of Multiply-alloyed Medium Carbon Steels. *ISIJ International*, v. 38, p.187-195, 1998
15. LAGE, M. G. *Microestrutura e deformação a quente de um aço DINX20Cr13 na laminação de tubos sem costura*. Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 2008. 109p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica).
16. MACCAGNO, T. M., JONAS, J. J., HODGSON, P. D. Spreadsheet Modelling of Grain Size Evolution during Rod Rolling. *ISIJ International*, v. 36, p. 720-728, 1996.

17. MEDINA, S.F., QUISPE, A. Improved Model for Static Recrystallization Kinetics of Hot Deformed Austenite in Low Alloy and Nb/V Microalloyed Steels. *ISIJ International*, v. 41, p. 774-781, 2001.
18. MEDINA, S. F., MANCILA, J. E., HERNANDEZ, C. A. Static Recrystallization of Hot Deformed Austenite and Induced Precipitation Kinetics in Vanadium Microalloyed Steels. *ISIJ International*, v. 34, p. 689-696, 1994.
19. MINAMI, K., SICILIANO JR., F., MACCAGNO, T. M., JONAS, J. J. Mathematical Modeling of Mean Flow Stress during The Hot Strip Rolling of Nb Steels. *ISIJ International*, v. 36, p. 1507-1515, 1996.
20. NAJAFIZADEH A., JONAS J., Predicting the critical Stress for Initiation of Dynamic Recrystallization, *ISIJ International*, Vol. 46, No. 11, p.1679-1684, 2006.
21. PADILHA, A. F., SICILIANO, F. Encruamento, recristalização, crescimento de grão e textura. **Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais**, v. 44, n. 1, p. 132-150, 2005.
22. PIETRZYK, M., ROUCOULES, C., HODGSON, P. D. Modelling the Thermomechanical and Microstructural Evolution during Rolling of a Nb HSLA Steel. *ISIJ International*, v. 35, p. 531-541, 1995.
23. PING, D. H., OHNUMA, M., HIRAKAWA, Y., KADOYA, Y., HONO, K. Microstructural Evolution in 13Cr-8Ni-2,5Mo-2Al Martensitic Precipitation-Hardened Stainless Steel, *Materials Science & Engineering*, Japão, A394, p.285-295, dez. 2005.
24. POLIAK, E. I.; JONAS, J. J. A one-parameter approach to determining the critical conditions for the initiation of dynamic recrystallization. **Acta Materialia**, v. 44, n. 1, p. 127-136, 1996.

25. PONTER, A. R., S.BEYNON, J., SELLARS, C. M. Modelling of Metal Forming Processes, Kluwer Acad. Publ., Dortrecht, Netherlands, 1988, 321. Apud BEYNON, J. H., SELLARS, C. M. Modelling Microstructure and Its Effects during Multipass Hot Rolling. *ISIJ International*, v. 32, p. 359-367, 1992
26. PUSSEGODA, L. N.; BARBOSA, R.; YUE, S.; JONAS, J. J.; HUNT, P. J. Laboratory simulation of seamless-tube rolling. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 25, n.1 p. 69-90, 1991.
27. Rossard, C. (1973). *Proc. Int. Conf. Strength Metals Alloys*, 3rd, 1973 Vol. II, pp. 175-203.
28. SELLARS C. M., BEYNON, J. H. Microstructural Development during Hot Rolling of Titanium Microalloyed Steels. In: CONFERENCE OF HIGH STRENGTH LOW ALLOY STEELS, August 1984, Wollongong, Proceedings... Port Kembla , AIME, June 1985, p. 142-150
29. Sellars, C. M. e Tegart, W. J. McG. (1966a). *Acta Met.* 14, 1136-1138.
30. SICILIANO JR., F., JONAS, J. J. Mathematical Modeling of the Hot Strip Rolling of Microalloyed Nb, Multiply-alloyed Cr-Mo, and Plain C-Mn Steels. *Metallurgical and Materials Transactions A*, v. 31, p. 511-530, 2000.
31. SICILIANO JR., F., MINAMI, K, MACCAGNO, T. M., JONAS, J. J. Mathematical Modeling of the Mean Flow Stress, Fractional Softening and Grain Size during Hot Strip Rolling of C-Mn Steels. *ISIJ International*, v. 36, p. 1500-1506, 1996.
32. WANG B., FU W., LV Z., JIANG P., ZHANG W., TIAN Y., Study on hot deformation behavior of 12%Cr ultra-super-critical rotor steel, *Materials science & Engineering*, A487, p.108-113, Oct. 2007.