

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

Tese de Doutorado

“Simulação Numérica da Trefilação Axissimétrica do Aço
Inoxidável 420 Considerando o Efeito do Caminho de
Deformação”

Autor: Carlos Augusto dos Santos
Orientador: Prof. Paulo Roberto Cetlin

Junho/2005

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

Carlos Augusto dos Santos

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DA TREFILAÇÃO AXISSIMÉTRICA DO AÇO
INOXIDÁVEL 420 CONSIDERANDO O EFEITO DO CAMINHO DE
DEFORMAÇÃO

Tese de Doutorado apresentada ao Curso de Pós-Graduação em
Engenharia Metalúrgica e de Minas da Universidade Federal de
Minas Gerais

Área de Concentração: Metalurgia de Transformação

Orientador: Prof. Paulo Roberto Cetlin

Belo Horizonte
Escola de Engenharia da UFMG

2005

A Antônio Alberto e Maria Dalva, meus queridos pais e companheiros inseparáveis,
Sandra, Antônio, Izabel e Henrique, meus queridos irmãos.

AGRADECIMENTOS

A meus pais por todos esses anos de ensinamento, dedicação e carinho.

Ao Prof. Cetlin pela orientação acadêmica, pelos valiosos ensinamentos extracurriculares e, principalmente, pela paciência, clareza e sabedoria em direcionar as idéias.

Ao Prof. Clovis Sperb de Barcellos pelos ensinamentos fundamentais ao desenvolvimento numérico do trabalho e ao aprimoramento de meus conhecimentos e pela solicitude dispensada a minha pessoa.

A Fundação Centro Tecnológico de Minas Gerais - CETEC, na pessoa da Profª. Margareth Spangler Andrade, pela colaboração essencial ao desenvolvimento da parte experimental do trabalho.

A Elaine Carballo Siqueira, colega da pós-graduação, pela contribuição para realização do trabalho.

Ao Prof. Jánes Landre Júnior por iniciar-me nos trabalhos com elementos finitos para plasticidade.

Aos funcionários do Laboratório de Microscopia Ótica do CETEC pela colaboração na parte experimental do trabalho.

SUMÁRIO

Lista de Figuras

Lista de Tabelas

Lista de Notações

Resumo

Abstract

1. INTRODUÇÃO	01
2. OBJETIVOS	03
2.1. Objetivo Geral	03
2.2. Objetivos Específicos	03
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	04
3.1. O Processo de Trefilação de Barras de Seção Circular	05
3.1.1. Descrição do Processo	05
3.1.2. Aspectos Característicos do Processo	07
3.1.2.1. Deformação durante a Trefilação	07
3.1.2.2. Tensões durante a Trefilação	10
3.1.2.3. Influência do Semi-Ângulo e da Redução de Área na Trefilação	13
3.1.2.3.1. Estudos Relacionados à Tensão de Trefilação	13
3.1.2.3.2. Estudos Relacionados à Deformação Efetiva	15
3.1.2.3.3. Estudos Relacionados à Tensão Hidrostática	18
3.1.2.4. Comportamento da Tensão Residual	20
3.2. Encruamento dos Metais	25
3.2.1. Fatores que Afetam o Encruamento dos Metais	25
3.2.1.1. Comportamento das Discordâncias durante a Deformação	25
3.2.1.2. Efeito do Caminho de Deformação	28
3.2.1.2.1. Descrição do Fenômeno	28
3.2.1.2.2. O Efeito do Caminho de Deformação na Trefilação	30
3.2.1.2.3. Estudos do Efeito do Caminho de Deformação	31
3.2.2. Modelos para Descrição do Encruamento dos Metais	38

3.2.2.1. Modelos Fenomenológicos	39
3.2.2.2. Modelos Mistos	44
3.3. Relação entre Dureza/Microdureza x Tensão de Fluxo	52
3.3.1. Hipóteses sobre o Comportamento da Relação entre Dureza/Microdureza x Tensão de Fluxo	52
3.3.2. Estudos da Relação entre Dureza/Microdureza e Tensão de Fluxo	56
3.4. Pontos Básicos da Teoria da Plasticidade	62
3.4.1. Condição de Escoamento	62
3.4.2. Relação entre as Componentes de Tensão e Componentes de Taxa de Deformação na Plasticidade	66
3.4.3. Alteração da Condição de Escoamento	66
3.5. O Método de Elementos Finitos Aplicado à Conformação de Metais	70
3.5.1. Formulação de Fluxo Associada a Malha de Elementos Finitos	70
3.5.1.1. Discretização do Problema	71
3.5.1.2. Definição e Resolução Numérica da Equação Global de Rigidez	73
3.5.1.3. Alteração da Geometria da Peça em Função dos Resultados da Resolução da Equação Global de Rigidez	77
3.5.1.4. Cálculo das Componentes de Taxa de Deformação, da Deformação Efetiva e das Tensões em Cada Elemento	78
3.5.1.5. Inconvenientes da Formulação Baseada na Discretização Utilizando uma Malha de Elementos Finitos	78
3.5.1.6. Procedimento Convencional para Resolução da Perda de Precisão dos Resultados e da Interrupção da Simulação	81
3.5.2. Formulação Elasto-Plástica Associada a Malha de Elementos Finitos	84
3.5.2.1. Definição e Resolução Numérica da Equação Global de Rigidez.....	84
3.5.2.2. Cálculo da Deformação e Tensão	85
3.5.3. O Método de Elementos Finitos Sem Malha	88
3.5.3.1. Fundamentos do Método de Elementos Finitos Sem Malha.....	88
3.5.3.2. Evolução da Utilização do Método de Elementos Finitos Sem Malha	89

4. METODOLOGIA	93
4.1. Simulação Numérica sem Considerar o Efeito do Caminho de Deformação	93
4.1.1. Simulações para Determinação do Intervalo de Tempo Adequado para o Passo da Simulação	94
4.1.2. Simulações para Determinação dos Resultados Finais de Carga de Trefilação, de Deformação Efetiva, de Tensão Efetiva e de Tensões Residuais	97
4.2. Simulação Numérica Considerando o Efeito do Caminho de Deformação ...	98
4.2.1. Definição das Curvas de Tensão Efetiva x Deformação Efetiva para Diferentes Camadas do Material Trefilado	99
4.2.1.1. Avaliação da Carga a ser Utilizada para as Medidas Subsequentes de Microdureza Vickers	99
4.2.1.2. Definição da Relação entre Microdureza Vickers e Tensão Efetiva a partir do Ensaio de Tração	100
4.2.1.3. Definição das Diferentes Camadas em Cada Condição de Trefilação	103
4.2.1.4. Trefilação das Condições Estabelecidas	104
4.2.1.5. Medidas de Microdureza Vickers das Amostras Trefiladas	105
4.2.1.6. Elaboração das Curvas de Tensão Efetiva x Deformação Efetiva das Camadas de Todas as Condições	107
4.2.2. Simulações Numéricas	108
4.3. Comparação entre Resultados Numéricos e entre Resultados Numéricos e Experimentais	109
5. RESULTADOS E DISCUSSÃO	111
5.1. Avaliação do Intervalo de Tempo Adotado no Passo da Simulação Sem Considerar o Efeito do Caminho de Deformação	111
5.2. Influência da Malha para as Condições de 3° e 8%, 8° e 8% e 20° e 8%	126
5.3. Resultados Finais das Simulações Sem Considerar o Efeito do Caminho de Deformação	137
5.4. Avaliação da Carga Utilizada para as Medidas de Microdureza Vickers	145
5.5. Relação entre Microdureza Vickers e Tensão Efetiva	146
5.6. Camadas das Condições de Trefilação	148

5.7. Curvas de Carga de Trefilação	148
5.8. Microdureza Vickers das Camadas das Condições de Trefilação	153
5.9. Curvas de Tensão Efetiva x Deformação Efetiva das Diferentes Camadas ...	160
5.10. Análise dos Resultados das Simulações Considerando o Efeito do Caminho de Deformação	172
6. CONCLUSÕES	181
7. CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS AO CONHECIMENTO	182
8. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	183
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	184
Anexo A – Tabelas dos Gráficos do Item Avaliação do Intervalo de Tempo Adotado no Passo da Simulação Sem Considerar o Efeito do Caminho de Deformação	194
Anexo B – Tabelas dos Gráficos do Item Influência da Malha para as Condições de 3° e 8%, 8° e 8% e 20° e 8%	206
Anexo C – Tabelas dos Gráficos do Item Resultados Finais da Simulação Sem Considerar o Efeito do Caminho de Deformação	214
Anexo D – Tabelas de Medidas de Microdureza Vickers do Aço Inoxidável 420 Recozido	217
Anexo E – Tabelas das Medidas de Microdureza Vickers das Amostras do Aço Inoxidável 420 Tractionadas	219
Anexo F – Tabelas dos Gráficos do Item Curvas de Carga de Trefilação	222

Anexo G – Tabelas dos Valores de Microdureza Vickers das Camadas das Barras Trefiladas	224
Anexo H – Tabelas dos Valores de Deformação Efetiva obtidos pela Visioplaticidade⁽²¹⁾	230
Anexo I – Tabelas dos Gráficos das Curvas de Tensão Efetiva x Deformação Efetivas das Camadas Definidas para as Condições de Trefilação	231
Anexo J – Tabelas dos Gráficos contendo os Resultados das Simulações Considerando o Efeito do Caminho de Deformação	234

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1	Esquema do processo de trefilação de barras	5
Figura 3.2	Seção transversal da fieira	6
Figura 3.3	Deformação nos elementos da barra sendo trefilada	7
Figura 3.4	Representação esquemática do método do perfil de dureza	9
Figura 3.5	Representação esquemática do método de superposição das curvas	9
Figura 3.6	Círculo de Mohr dentro da fieira	11
Figura 3.7	Círculo de Mohr após a fieira	11
Figura 3.8	Gráfico da influência do semi-ângulo e da redução de área na tensão de trefilação relativa ⁽³³⁾	13
Figura 3.9	Comparação dos dados de tensão relativa analíticos e numéricos ⁽³⁴⁾	14
Figura 3.10	Dados de tensão de trefilação em função do semi-ângulo e de tensão de trefilação relativa em função da redução de área ⁽³⁵⁾	15
Figura 3.11	Distribuição da deformação efetiva ao longo da barra trefilada ⁽³⁴⁾ .	16
Figura 3.12	Perfil de deformação efetiva na seção transversal a saída da fieira, para amostras do aço SAE 51100 ⁽³⁶⁾	17
Figura 3.13	Perfil de deformação efetiva na seção transversal á saída da fieira, para amostras de aço inoxidável 302 ⁽³⁷⁾	17
Figura 3.14	Perfis das fieiras: a) cônica, b) côncava, c) convexa ⁽³⁸⁾	18
Figura 3.15	Ocorrência de fendas centrais na trefilação segundo os estudos de Ko ⁽³⁹⁾	19
Figura 3.16	Barra trefilada com corte longitudinal	20
Figura 3.17	Tensões residuais longitudinal, radial e circunferencial ⁽⁴²⁾	22
Figura 3.18	Geometrias das fieiras cônica e convexa ⁽⁴³⁾	23
Figura 3.19	Dados de tensão residual longitudinal relativa ⁽⁴³⁾	24
Figura 3.20	Empilhamento de discordâncias ^(22,45)	26

Figura 3.21	Redução da tensão cisalhante do monocristal de zinco ⁽²²⁾	26
Figura 3.22	Formação de degrau para duas discordâncias em aresta ⁽²²⁾	27
Figura 3.23	Formação de degrau para discordância em hélice e discordância em aresta ⁽²²⁾	28
Figura 3.24	Ilustração do efeito do caminho de deformação	29
Figura 3.25	Representação quantitativa dos tipos de transientes ⁽⁵⁰⁾	30
Figura 3.26	Tipos de carregamento nas regiões da fieira	30
Figura 3.27	Curvas tensão-deformação equivalentes para o aço C22 deformado por tração e submetido à compressão ⁽⁵¹⁾	31
Figura 3.28	Cálculo da deformação efetiva total ⁽⁵²⁾	32
Figura 3.29	Curvas de tensão efetiva x deformação efetiva do experimento de torção cíclica-tração (a) aço baixo carbono (b) latão ⁽⁵²⁾	33
Figura 3.30	Curvas de tensão efetiva x deformação efetiva para a seção inteira, parte central e superfície superpostas sobre a curva de tensão efetiva x deformação efetiva do aço inoxidável 420 recozido (a) $\alpha_{\text{tref}} = 20^\circ$ e $r = 8\%$ (b) $\alpha_{\text{tref}} = 3^\circ$ e $r = 8\%$ ⁽⁵⁴⁾	36
Figura 3.31	Curvas de tensão efetiva x deformação efetiva para a seção inteira, parte central e superfície superpostas sobre a curva de tensão efetiva x deformação efetiva do aço inoxidável 304 recozido (a) $\alpha_{\text{tref}} = 20^\circ$ e $r = 8\%$ (b) $\alpha_{\text{tref}} = 3^\circ$ e $r = 8\%$ ⁽⁵⁴⁾	38
Figura 3.32	Gráfico com as curvas de referência e do recarregamento ⁽⁵⁵⁾	39
Figura 3.33	Gráfico com as curvas do cobre ⁽⁵⁵⁾	40
Figura 3.34	Tensão de fluxo do aço inoxidável T304 em função da taxa de deformação e da temperatura ⁽⁵⁶⁾	42
Figura 3.35	Gráfico qualitativo do comportamento do IF em testes experimentais ^(59,60)	45
Figura 3.36	Microestrutura observada para o teste monotônico ^(59,60)	46
Figura 3.37	Transiente apresentado para os testes com inversão do sentido de cisalhamento ⁽⁵⁹⁾	47
Figura 3.38	Formação de junções devido à interação de discordâncias ⁽⁶²⁾	49
Figura 3.39	Efeito Bauschinger: a) aço baixo carbono (007r) pré-deformado	

	de 16.3% à compressão e posteriormente tracionado, b) aço alto carbono (088a) pré-deformado de 6.3% à compressão e posteriormente tracionado ⁽⁶³⁾	52
Figura 3.40	Curva de dureza Vickers x tensão de fluxo das amostras tracionadas ou comprimidas ⁽⁶³⁾	53
Figura 3.41	Curva de dureza Vickers x tensão de fluxo das amostras pré-deformadas ⁽⁶³⁾	53
Figura 3.42	Deformação efetiva da linha de centro da amostra extrudada ⁽⁶⁴⁾	54
Figura 3.43	Curva de microdureza Vickers x deformação efetiva ⁽⁶⁴⁾	55
Figura 3.44	Curva de microdureza x deformação efetiva ⁽⁶⁵⁾	56
Figura 3.45	Comparação das curvas de fluxo determinadas através de medidas de dureza e através do ensaio de compressão ⁽⁶⁶⁾	57
Figura 3.46	Relações de tensão de fluxo x temperatura e dureza x temperatura ⁽⁶⁷⁾	58
Figura 3.47	Curvas de dureza Vickers e tensão de fluxo das amostras recozidas ⁽⁶⁸⁾	59
Figura 3.48	Curvas de dureza Vickers e tensão de fluxo das amostras pré-deformadas ⁽⁶⁸⁾	60
Figura 3.49	Condição geral de escoamento ⁽⁶⁹⁾	63
Figura 3.50	Desenho da superfície de escoamento de von Mises – vistas em perspectiva	64
Figura 3.51	Interseção da superfície de escoamento com o plano deivatório ⁽⁶⁹⁾	65
Figura 3.52	Curva tensão verdadeira x deformação verdadeira do material perfeitamente plástico ⁽⁶⁹⁾	67
Figura 3.53	Curva tensão verdadeira x deformação verdadeira do material isotrópico	68
Figura 3.54	Discretização do problema de conformação	71
Figura 3.55	Elementos utilizados no estudo da conformação de metais	72
Figura 3.56	Elemento quadrangular bi-linear de quatro nós ⁽⁷⁹⁾	72
Figura 3.57	Malha de elementos finitos ⁽⁷⁹⁾	76
Figura 3.58	Elementos distorcidos ⁽⁸⁷⁾	80
Figura 3.59	Critério de adaptação para geração da nova malha	81

Figura 3.60	Critério de refinamento h	82
Figura 3.61	Ilustração do procedimento de suavização	82
Figura 3.62	Ilustração do procedimento de otimização da banda	83
Figura 3.63	Configurações e tensores gradientes de deformação ⁽⁹³⁾	86
Figura 3.64	Algoritmo para o cálculo das deformações e tensões ⁽⁹³⁾	87
Figura 3.65	Aproximação através do método sem malha ⁽⁹⁵⁾	88
Figura 3.66	Rotina de cálculo do estado de tensão do programa DEFORM-2D	92
Figura 4.1	Desenho do processo de trefilação a ser usado no pré-processamento	95
Figura 4.2	Curva tensão efetiva x deformação efetiva do aço inoxidável 420 recozido ⁽²¹⁾	95
Figura 4.3	Pontos de coleta dos dados de tensão e deformação efetivas	96
Figura 4.4	Gráficos de análise do intervalo de tempo Δt	97
Figura 4.5	Gráfico de análise da influência da malha	98
Figura 4.6	Corte diametral das amostras tracionadas	101
Figura 4.7	Locais de medições nas amostras tracionadas	102
Figura 4.8	Procedimento para obtenção da relação entre microdureza Vickers x tensão efetiva	103
Figura 4.9	Divisão das camadas das barras trefiladas	104
Figurar 4.10	Cotas das barras a serem trefiladas	104
Figura 4.11	Amostras desbastadas da trefilação	105
Figura 4.12	Posições das medidas de microdureza Vickers das barras trefiladas	106
Figura 4.13	Gráfico com as medidas de microdureza das amostras trefiladas ...	106
Figura 4.14	Obtenção da linha média das medidas de microdureza	107
Figura 4.15	Dados de deformação efetiva obtidos por visioelasticidade ⁽²¹⁾	107
Figura 4.16	Curva tensão efetiva x deformação efetiva da camada da amostra trefilada	108
Figura 4.17	Definição das curvas para as camadas	109
Figura 5.1	Avaliação do intervalo de tempo para a condição 3°, 8% e 400 elementos: a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva	114

Figura 5.2	Avaliação do intervalo de tempo para a condição 3°, 8% e 4000 elementos: a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva	115
Figura 5.3	Avaliação do intervalo de tempo para a condição 3°, 15% e 400 elementos: a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva	116
Figura 5.4	Avaliação do intervalo de tempo para a condição 3°, 15% e 4000 elementos: a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva	117
Figura 5.5	Avaliação do intervalo de tempo para a condição 8°, 8% e 400 elementos: a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva	118
Figura 5.6	Avaliação do intervalo de tempo para a condição 8°, 8% e 4000 elementos: a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva	119
Figura 5.7	Avaliação do intervalo de tempo para a condição 8°, 15% e 400 elementos: a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva	120
Figura 5.8	Avaliação do intervalo de tempo para a condição 8°, 15% e 4000 elementos: a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva	121
Figura 5.9	Avaliação do intervalo de tempo para a condição 20°, 8% e 400 elementos: a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva	122
Figura 5.10	Avaliação do intervalo de tempo para a condição 20°, 8% e 4000 elementos: a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva	123
Figura 5.11	Avaliação do intervalo de tempo para a condição 20°, 15% e 400 elementos: a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva	124
Figura 5.12	Avaliação do intervalo de tempo para a condição 20°, 15% e 4000 elementos: a) dados de deformação efetiva, b) dados de	

	tensão efetiva	125
Figura 5.13	Deformação efetiva em função da malha – condição 3° e 8%	128
Figura 5.14	Tensão efetiva em função da malha – condição 3° e 8%	128
Figura 5.15	Tensão residual radial em função da malha – condição 3° e 8%	129
Figura 5.16	Tensão residual axial em função da malha – condição 3° e 8%	129
Figura 5.17	Tensão residual angular em função da malha – condição 3° e 8% ..	130
Figura 5.18	Carga de trefilação em função da malha – condição 3° e 8%	130
Figura 5.19	Deformação efetiva em função da malha – condição 8° e 8%	131
Figura 5.20	Tensão efetiva em função da malha – condição 8° e 8%	131
Figura 5.21	Tensão residual radial em função da malha – condição 8° e 8%	132
Figura 5.22	Tensão residual axial em função da malha – condição 8° e 8%	132
Figura 5.23	Tensão residual angular em função da malha – condição 8° e 8% ..	133
Figura 5.24	Carga de trefilação em função da malha – condição 8° e 8%	133
Figura 5.25	Deformação Efetiva em função da malha – condição 20° e 8%	134
Figura 5.26	Tensão Efetiva em função da malha – condição 20° e 8%	134
Figura 5.27	Tensão residual radial em função da malha – condição 20° e 8% ..	135
Figura 5.28	Tensão residual axial em função da malha – condição 20° e 8%	135
Figura 5.29	Tensão residual angular em função da malha – condição 20° e 8%..	136
Figura 5.30	Carga de trefilação em função da malha – condição 20° e 8%	136
Figura 5.31	Dados de deformação efetiva: a) semi-ângulo de 3°, b) semi- ângulo de 8°, c) semi-ângulo de 20°	140
Figura 5.32	Dados de tensão efetiva: a) semi-ângulo de 3°, b) semi-ângulo de 8°, c) semi-ângulo de 20°	141
Figura 5.33	Dados de tensão residual radial: a) semi-ângulo de 3°, b) semi- ângulo de 8°, c) semi-ângulo de 20°	142
Figura 5.34	Dados de tensão residual longitudinal: a) semi-ângulo de 3°, b) semi-ângulo de 8°, c) semi-ângulo de 20°	143
Figura 5.35	Dados de tensão residual circunferencial: a) semi-ângulo de 3°, b) semi-ângulo de 8°, c) semi-ângulo de 20°	144
Figura 5.36	Dados de carga de trefilação	145
Figura 5.37	Curvas de microdureza Vickers x carga do aço inoxidável 420 recozido	145

Figura 5.38	Curva microdureza Vickers média x deformação efetiva obtida no ensaio de tração	147
Figura 5.39	Relação microdureza Vickers x deformação efetiva acrescida de 8% do aço inodável 420	147
Figura 5.40	Camadas para as condições de trefilação	149
Figura 5.41	Carga de trefilação: a) condição de 3° e 8%, b) condição 3° e 15%.	150
Figura 5.42	Carga de trefilação: a) condição de 8° e 8%, b) condição 8° e 15%.	151
Figura 5.43	Carga de trefilação: a) condição de 20° e 8%, b) condição 20° e 15%	152
Figura 5.44	Medidas de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 3° e 8%	154
Figura 5.45	Medidas de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 3° e 15%	155
Figura 5.46	Medidas de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 8° e 8%	156
Figura 5.47	Medidas de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 8° e 15%	157
Figura 5.48	Medidas de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 20° e 8%	158
Figura 5.49	Medidas de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 20° e 15%	159
Figura 5.50	Valores médios de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 3°: a) redução de 8%, b) redução de 15%	161
Figura 5.51	Valores médios de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 8°: a) redução de 8%, b) redução de 15%	162
Figura 5.52	Valores médios de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 20°: a) redução de 8%, b) redução de 15%	163
Figura 5.53	Dados de deformação efetiva obtidos da visioplasticidade ⁽²¹⁾ : a)	

	condição de trefilação de 3° e 8%, b) condição de trefilação de 3° e 15%	166
Figura 5.54	Dados de deformação efetiva obtidos da visioelasticidade ⁽²¹⁾ : a) condição de trefilação de 8° e 8%, b) condição de trefilação de 8° e 15%	167
Figura 5.55	Dados de deformação efetiva obtidos da visioelasticidade ⁽²¹⁾ : a) condição de trefilação de 20° e 8%, b) condição de trefilação de 20° e 15%	168
Figura 5.56	Curvas tensão efetiva x deformação efetiva: a) condição de trefilação de 3° e 8%, b) condição de trefilação de 3° e 15%	169
Figura 5.57	Curvas tensão efetiva x deformação efetiva: a) condição de trefilação de 8° e 8%, b) condição de trefilação de 8° e 15%	170
Figura 5.58	Curvas tensão efetiva x deformação efetiva: a) condição de trefilação de 20° e 8%, b) condição de trefilação de 20° e 15%	171
Figura 5.59	Resultados de deformação efetiva: a) trefilação de 3°, b) trefilação de 8°, c) trefilação de 20°	175
Figura 5.60	Resultados de tensão efetiva: a) trefilação de 3°, b) trefilação de 8°, c) trefilação de 20°	176
Figura 5.61	Resultados de tensão residual radial: a) trefilação de 3°, b) trefilação de 8°, c) trefilação de 20°	177
Figura 5.62	Resultados de tensão residual longitudinal: a) trefilação de 3°, b) trefilação de 8°, c) trefilação de 20°	178
Figura 5.63	Resultados de tensão residual circunferencial: a) trefilação de 3°, b) trefilação de 8°, c) trefilação de 20°	179
Figura 5.64	Resultados de carga de trefilação (SEMECD: sem o efeito do caminho de deformação; COMECD: com o efeito do caminho de deformação; EXPER: experimental)	180

LISTA DE TABELAS

Tabela III.1	Condições de trefilação analisadas ⁽³⁵⁾	14
Tabela III.2	Condições de trefilação analisadas ⁽³⁶⁾	15
Tabela III.3	Abertura após o corte (mm) em função da redução de área e da temperatura ⁽⁴¹⁾	20
Tabela III.4	Valores da tensão residual longitudinal numéricos e experimental ⁽⁴²⁾	21
Tabela III.5	Condições de trefilação analisadas ⁽⁴³⁾	23
Tabela III.6	Dados do teste fadiga-tração ⁽⁵³⁾	34
Tabela III.7	Dados do teste tração-fadiga ⁽⁵³⁾	34
Tabela III.8	Condições de trefilação analisadas ⁽⁵⁴⁾	36
Tabela III.9	Parâmetros ajustados em Ghouati <i>et al.</i> ⁽⁵⁷⁾	44
Tabela III.10	Parâmetros ajustados de Forestier <i>et al.</i> ⁽⁵⁸⁾	44
Tabela III.11	Valores de C para o aço AISI 4340 e o cobre ⁽⁶⁷⁾	59
Tabela IV.1	Condições de Trefilação	93
Tabela IV.2	Intervalos de tempos analisados	94
Tabela IV.3	Deformações adotados nos ensaios de tração	101
Tabela IV.4	Dimensões das barras a serem trefiladas ⁽²¹⁾	104
Tabela IV.5	Taxas de deformação das condições de trefilação ⁽²¹⁾	105
Tabela V.1	Intervalos de tempo de estabilização	126
Tabela V.2	Dados para elaboração da relação entre microdureza Vickers x tensão efetiva	148
Tabela V.3	Comparação dos resultados de tensão	165

LISTA DE NOTAÇÕES

a_m	Coeficiente do polinômio de aproximação
a_0	Coeficiente do polinômio de aproximação
a_1	Coeficiente do polinômio de aproximação
a	Tensor de módulos elásticos definido na configuração de referência
$\tilde{\mathbf{a}}_{n+\alpha}$	Tensor de módulos elásticos definido na configura $n+\alpha$
A	Área instantânea
A_i	Área inicial
A_f	Área final
A_s	Área da superfície esférica centrada no ápice do cone
b	Comprimento do vetor de Burgers
b_v	Coeficiente da equação de Você
B	Produto do coeficiente de atrito μ_a pela cotangente do semi-ângulo de trefilação
B_T	Fator de correção da temperatura
B	Matriz das derivadas das funções de forma
c	Constante característica do material
c_p	Constante característica do problema
C	Constante de proporcionalidade da relação entre dureza/microdureza x tensão efetiva
CB	Fronteiras de células
CBB	Fronteiras de blocos de células
CCC	Estrutura cristalina cúbica de corpo centrado
CFC	Estrutura cristalina cúbica de face centrada
C_j	Componente do vetor taxa de deformação volumétrica
C_v	Componente do vetor taxa de deformação volumétrica
d	Tamanho de grão
d_l	Diâmetro inicial da barra a ser trefilada
d_i	Diâmetro da impressão do penetrador

d_0	Diâmetro inicial da barra
dV	Diferencial de volume
D	Diâmetro final da seção
\mathbf{D}	Matriz diagonal dependente da fórmula da deformação efetiva
D_{uv}	Trabalho por unidade de volume generalizado
$D^{(Comp)}$	Variável de saída computada
$D^{(exp)}$	Variável de saída medida
D_e	Diâmetro da esfera do penetrador
D_f	Diâmetro final da seção
D_i	Diâmetro inicial da seção
\mathbf{e}_{n+1}	Tensor deformação definido na configuração $n+1$
$\tilde{\mathbf{e}}_{n+\alpha}$	Tensor deformação definido na configuração $n+\alpha$
E	Razão entre taxas (trefilação/ensaio de tração)
$E(p)$	Função erro
\mathbf{f}	Vetor das componentes de forças em todos os nós do elemento
$f(\mathbf{T})$	Função do tensor tensão
$f(Q_i)$	Função plástica potencial
$f(x_\alpha)$	Par dual da variável x_α
\mathbf{f}_{n+1}	Gradiente de deformação relativo à configuração $n+1$
$\mathbf{f}_{n+\alpha}$	Gradiente de deformação relativo à configuração $n+\alpha$
$f_{n+\alpha}^{trial}$	Função de fluxo no estado $n+\alpha$
$\tilde{\mathbf{f}}_{n+\alpha}$	Gradiente de deformação relativo à configuração $n+\alpha$
F_i	Condições de tração prescritas na fronteira
\mathbf{F}	Tensor gradiente de deformação
\mathbf{F}_n	Tensor gradiente de deformação para a configuração n
\mathbf{F}_{n+1}	Tensor gradiente de deformação para a configuração $n+1$
$\mathbf{F}_{n+\alpha}$	Tensor gradiente de deformação para a configuração $n+\alpha$
G	Módulo de cisalhamento ou matriz com as componentes do módulo de cisalhamento do material
H	Comprimento característico do elemento
H_0	Constante característica do material
H_v	Dureza Vickers

$\inf J$	Menor auto valor da matriz Jacobiana
j	Número do elemento
J	Matriz Jacobiana
J'_2	Segundo invariante do tensor tensão deviatório
k	Coefficiente da equação da tensão de fluxo
k'	Constante determinada empiricamente
k_B	Constante de Boltzmann
k_f	Constante característica do material
k_H	Constante característica do material
K_i	Ordem completa do polinômio de interpolação
K_p	Constante de penalidade
k_{cp}	Tensão de escoamento para cisalhamento puro
K	Temperatura em Kelvin
K	Matriz de rigidez global
K_e	Matriz de rigidez do elemento
L	Comprimento da região de contato entre a fieira e o arame
L_1	Comprimento da barra a ser trefilado
L_2	Comprimento inicial da barra em contato com a fieira
L_H	Comprimento em hélice da discordância
L_o	Comprimento de referência do segmento em hélice da discordância
m	Fator de atrito
mHV	Micro dureza Vickers
m_f	Coefficiente da equação da tensão de fluxo
m_o	Ordem da derivada máxima que aparece no funcional
m_s	Coefficiente da taxa de deformação
M	Constante característica do material
M_c	Área de contato entre a barra e a fieira
n	Coefficiente da equação da tensão de fluxo
n'	Constante determinada empiricamente
N	Constante característica do material
$NbMeas$	Número de medidas da variável de saída
N_{ij}	Componente do tensor fornecendo a direção normal à superfície da peça

N_m	Número de medidas da variável de saída feitas no tempo discretizado N_t
N_t	Tempo discretizado
p	Pressão entre as superfícies em contato
p_m	Pressão média
$p(x)$	Polinômio de aproximação
\mathbf{p}	Vetor de parâmetros
q	Tensão efetiva
Q	Coefficiente da equação de Voce
Q_i	Tensões generalizadas
\mathbf{Q}_N	Conjunto arbitrário
q_α	Função de forma
q_β	Função de forma
$\dot{\Phi}$	Taxas de deformação
$\dot{\Phi}^P$	Parcela plástica da taxa de deformação
r	Redução de área
r	Coordenada polar
$r_{i,j}$	Diferença entre a variável de saída numérica e a experimental
R	Raio de curvatura da região convexa da fiação
\mathbf{R}	Raio da barra
R_i	Raio inicial da barra
R_f	Raio final da barra
R_j	Restrições impostas ao vetor de parâmetros
$\sup J$	Maior auto valor da matriz Jacobiana
S	Área da fronteira da peça
S_F	Fronteira da peça com condições de velocidade prescritas
S_{ij}	Segundo tensor tensão de Piolla-Kirchhoff
$S(\mathbf{p})$	Função custo
S_o	Sensibilidade de referência a taxa de deformação
\mathbf{S}	Tensor tensão deviatória na configuração do tempo t_n
\mathbf{S}_t	Tensor tensão deviatória na configuração de referência
t	Tempo arbitrário
T	Temperatura

T	Tempo final no intervalo considerado
T_a	Temperatura atérmica
T_c	Temperatura crítica
T_{tt}	Temperatura real da tração
T_{wd}	Temperatura real da trefilação
\mathbf{T}	Tensor tensão
\mathbf{T}'	Tensor tensão deviatório
T_{ij}	Tensor tensão
T_{11}	Componente do tensor tensão
T_{12}	Componente do tensor tensão
T_{22}	Componente do tensor tensão
T_{23}	Componente do tensor tensão
T_{31}	Componente do tensor tensão
T_{33}	Componente do tensor tensão
\dot{T}_{ij}	Taxa do tensor tensão T_{ij}
T'_{ij}	Componente do tensor tensão deviatório
u	Componente da velocidade
u_i	Componente da velocidade na fronteira da peça
u_j	Componente da velocidade na fronteira da peça
u_k	Deslocamento na configuração instantânea
u_o	Constante arbitrária
u_t	Variável de saída
\mathbf{u}	Vetor deslocamento
$\mathbf{u}[\varphi_n(X)]$	Deslocamento descrito nas coordenadas espaciais
\mathbf{u}_s^b	Vetor unitário associado com a direção de escorregamento do sistema s
\mathbf{u}_i^w	Vetor unitário associado com a direção normal à CBB
v	Componente da velocidade
v_d	Velocidade de deslocamento
v_i	Componente de velocidade no nó de um elemento
v_x	Velocidade na direção x calculada pela minimização do funcional
v_y	Velocidade na direção y calculada pela minimização do funcional
v_{sk}	Velocidade relativa dos nós na interface peça/matrizes

$v_{s\beta}$	Velocidade relativa dos nós na interface peça/matriz
\mathbf{v}	Vetor coluna das velocidades
V	Volume da peça
x	Coordenada cartesiana
x_a	Coordenada atual do nó na direção x
x_i	Coordenada cartesiana na configuração instantânea
x_j	Coordenada cartesiana na configuração instantânea
x_n	Ponto na configuração do tempo t_n
x_{n+1}	Ponto na configuração do tempo t_{n+1}
$x_{n+\alpha}$	Ponto na configuração do tempo $t_{n+\alpha}$
x_α	Ponto do conjunto arbitrário Q_N
x_1	Componente do conjunto Q_N
x_2	Componente do conjunto Q_N
x_3	Componente do conjunto Q_N
X	Ponto na configuração de referência
X_i	Coordenada cartesiana na configuração de referência na direção i
X_1	Segmento adjacente ao segmento em hélice
X_2	Segmento adjacente ao segmento em hélice
w_j	Constantes positivas
W_α	Função Peso
y	Coordenada cartesiana
y_a	Coordenada atual do nó na direção y
Y	Limite de escoamento
\bar{Y}	Tensão média da porção da curva de tração do metal recozido até a deformação correspondente a deformação homogênea na trefilação
z	Coordenada polar
α_{tref}	Semi-ângulo de trefilação
α'	Constante determinada empiricamente
α_e	Vetor de variáveis de encruamento interna
$\alpha_{EC D}$	Ângulo entre os vetores de deformação de cada carregamento
α_{en}	Vetor das variáveis de encruamento interna no instante n
α_{en+1}	Variável de encruamento interna no instante $n+1$

α_{ij}	Componentes do novo centro da superfície de escoamento
β	Coefficiente da equação da tensão de fluxo
ε	Deformação verdadeira no teste de tração
\mathcal{E}	Tensor taxa de deformação
ε^*	Deformação no recarregamento
$\bar{\varepsilon}$	Deformação efetiva
$\bar{\varepsilon}^P$	Parcela plástica da deformação efetiva
\mathcal{E}	Taxa de deformação efetiva
ε_m	Deformação média
ε_o	Constante determinada experimentalmente
ε_p	Deformação plástica no teste de tração
ε_{pl}	Amplitude da deformação plástica
ε_{trac}	Deformação de tração
ε_{vM}	Deformação de Von Mises
ε_H	Deformação homogênea
\mathcal{E}_i	Componente do tensor taxa de deformação
\mathcal{E}_j	Componente do tensor taxa de deformação
\mathcal{E}_{ij}^P	Componente ij plástica do tensor taxa de deformação
π	Funcional para material rígido-plástico
ϕ	Fator de deformação redundante
$\phi(\lambda)$	Função Custo
γ_{xz}	Deformação cisalhante no plano xz
γ_{Cisal}	Deformação cisalhante
η	Coordenada natural
η_α	Coordenada natural do nó α
λ	Vetor de parâmetros
\mathcal{K}	Constante de proporcionalidade
μ	Módulo de cisalhamento
μ_a	Coefficiente de atrito
$\theta_{0,2}$	Taxa de encruamento cíclica inicial
ρ	Função deslocamento

ρ^S	Densidade de discordâncias imóveis armazenadas nas CBs
ρ^{WD}	Densidade de discordâncias imóveis armazenadas nas CBBs
ρ^{WP}	Densidade de discordâncias móveis associadas com as CBBs
σ	Tensão verdadeira no teste de tração
σ^*	Tensão no recarregamento
σ_a	Tensão média das tensões de escoamento antes e após a trefilação
σ_b	Tensão corrigida em função da taxa
σ_{be}	Tensão inicial no recarregamento
σ_{esc}	Tensão de escoamento
σ_f	Tensão de escoamento final
σ_H	Tensão hidrostática
σ_{ij}	Componentes do tensor tensão de Cauchy
σ_o	Constante característica do material
σ_{of}	Constante característica do material
σ_{ref}	Tensão de referência
σ_{sat}	Tensão de saturação no teste de fadiga
σ_{trac}	Tensão de tração
σ_{tref}	Tensão de trefilação
σ_y	Tensão limite de escoamento inicial
σ_{yv}	Coefficiente da equação de Voce
σ_0	Limite de escoamento
$\sigma_{0,08}$	Tensão de escoamento para deformação de 0,08
σ_1	Tensão principal de tração
σ_{1a}	Tensão de escoamento antes da trefilação
σ_2	Tensão principal de tração
σ_{2a}	Tensão de escoamento após a trefilação
σ_3	Tensão principal de tração
σ_{12}	Tensão de escoamento na direção 12
$\bar{\sigma}$	Tensão efetiva
τ	Tensão equivalente

τ_{ij}	Componentes do tensor tensão de Kirchhoff
$\boldsymbol{\tau}$	Tensor tensão de Kirchhoff
τ^0	Parâmetro representando os outros aspectos relacionados a microestrutura
τ_{Cisal}	Tensão de Cisalhamento
τ_L	Tensão de linha
τ_{max}	Tensão de cisalhamento máxima
$\boldsymbol{\tau}_n$	Tensor tensão de Kirchhoff na configuração n
$\boldsymbol{\tau}_{n+1}$	Tensor tensão de Kirchhoff na configuração n+1
$\boldsymbol{\tau}_{n+\alpha}$	Tensor tensão de Kirchhoff na configuração n+ α
$\boldsymbol{\tau}_{n+\alpha}^{\text{trial}}$	Tensor tensão de Kirchhoff tentativa para a configuração n+ α
τ_s^0	Contribuição relativa á densidade de discordâncias ρ^S
ν	Coefficiente de Poisson
ξ	Coordenada natural
ξ_α	Coordenada natural do nó α
ψ	Função de fluxo
Δ	Parâmetro relacionando o semi-ângulo de trefilação e a redução de área
$\Delta \mathbf{e}$	Incremento de deformação elástica
ΔH	Energia de ativação para a formação de " kink-pair"
Δt	Incremento de tempo
Δv_i	Componente do vetor correção das componentes de velocidade em cada nó do elemento
$\Delta \mathbf{v}$	Vetor correção das componentes de velocidade em cada nó do elemento
$\Delta \gamma$	Incremento da taxa de escorregamento
$\Delta \epsilon_b$	Intervalo de deformação para ocorrência da igualdade das taxas de encruamento
$\Delta \epsilon_c$	Intervalo de deformação caracterizando o amaciamento
$\Delta \bar{\epsilon}^p$	Incremento de deformação efetiva plástica
$\Delta \lambda$	Fator de proporcionalidade
$\Delta \tau$	Incremento de encruamento
Δ_b	Queda da tensão de escoamento
Δ_c	Aumento da tensão de escoamento

RESUMO

Trefilações axissimétricas do aço inoxidável 420 foram simuladas por elementos finitos, considerando o efeito do caminho de deformação. Nestas simulações, as barras a serem trefiladas receberam diferentes curvas de fluxo para camadas definidas ao longo da seção transversal, incluindo assim o efeito do caminho de deformação. O procedimento para a obtenção destas curvas de fluxo envolveu a relação entre microdureza Vickers / tensão efetiva do aço inoxidável 420. As curvas utilizadas para as camadas reproduziram corretamente o comportamento qualitativo experimental da tensão de escoamento inicial das camadas de barras trefiladas. Os resultados numéricos de carga de trefilação foram diferentes dos dados experimentais, indicando a necessidade de verificação da influência das outras variáveis presentes na simulação (relação de atrito, formulação numérica).

ABSTRACT

Axisymmetric drawings of the AISI 420 stainless steel were simulated using finite elements, considering the effect of strain path. In these simulations, the bars to be drawn received different flow curves for the various layers through the cross section, thereby including the effect of the strain path. The procedure to obtain the flow curves involved the relationship between the Vickers micro-hardness and the effective stress of the AISI 420 stainless steel. The curves used for the layers represented correctly the qualitative experimental behavior of the initial yield stress of the layers in the drawn bars. The numerical results for the drawing load differed from the experimental data, indicating the need to evaluate the influence of the other variables present in the simulation (friction and numerical approach).

1. INTRODUÇÃO

As formulações iniciais de elementos finitos direcionadas para o estudo da conformação de metais datam da década de 60, início dos anos 70, sendo exemplos delas os trabalhos de Zienkiewicz *et al.*⁽¹⁾ e Lee *et al.*⁽²⁾. Desde então, a utilização dessa técnica tem crescido e vem sendo adotada em diversas análises dentro da conformação mecânica, a saber: estudos de dano em operações de conformação^(3, 4), avaliação da deformação do metal durante o processo de Equal Channel Multi Angular Pressing⁽⁵⁾, análise de processo de conformação⁽⁶⁾. Dentre as vantagens do método que contribuíram para esse crescimento, pode-se citar: capacidade de obtenção de soluções detalhadas em corpos sendo deformados (velocidade, formas, tensões, temperaturas, distribuição da pressão de contato); possibilidade de utilização do código elaborado em diferentes situações, bastando que os dados de entrada sejam alterados; rapidez na obtenção dos resultados, quando comparado com técnicas experimentais.

Um dado importante para a aplicação do método de elementos finitos na análise da conformação de metais é a descrição do encruamento do material durante a sua deformação. Muitos trabalhos na literatura adotam a curva tensão efetiva x deformação efetiva obtida através do ensaio de tração^(7,8) ou a curva do ensaio de compressão⁽⁹⁾ para descrever o encruamento. A simplicidade dessas formulações, entretanto, nem sempre conduz a resultados numéricos que estejam de acordo com as observações experimentais^(10,11). Na tentativa de caracterizar melhor o encruamento dos metais, alguns trabalhos utilizam equações contendo termos representativos da temperatura e taxa de deformação, como nos artigos de Lin⁽¹²⁾ e Bramley *et al.*⁽¹³⁾. Outra alternativa de descrição do encruamento dos materiais seria a adoção de equações representando o efeito do caminho de deformação, para as situações onde esse fenômeno estivesse presente. Na literatura, diversos artigos mostram a mudança de propriedades dos metais, quando submetidos a diferentes caminhos de deformação^(14,15). Dessa forma, as propostas mencionadas acima e outras encontradas na literatura apenas reforçam a necessidade de alimentar o programa de elementos finitos com uma equação representativa dos fatores ligados ao encruamento dos metais, a fim de obter resultados numéricos que representem de forma mais aproximada os processos de conformação de metais. Através desses resultados, a realização das seguintes pesquisas torna-se possível: análise da influência das variáveis do processo, estudos de melhorias do

processo, elaboração de curvas tensão efetiva x deformação efetiva a serem introduzidas em análises futuras do metal conformado.

As simulações atuais de trefilação vêm sendo realizadas com curvas que estabelecem uma dependência da tensão apenas com a deformação^(16,17) ou com a deformação, a taxa de deformação e a temperatura⁽¹⁸⁾. Embora esta formulação consiga aproximar os resultados numéricos de alguns dados experimentais, como no caso dos dados de carga de trefilação, ainda existe uma diferença entre a distribuição numérica da deformação efetiva da barra trefilada em relação a mesma distribuição obtida experimentalmente, conforme ilustra o trabalho de Sadok *et al.*⁽¹⁹⁾. Uma possível explicação para essa diferença seria o efeito do caminho de deformação. O estudo da trefilação evidencia a presença desse fenômeno dentro do processo, conforme ilustrado no trabalho sobre aços inoxidáveis 304 e 420 de Corrêa⁽²⁰⁾, onde a diferença do encruamento para diferentes camadas de uma barra trefilada foi mostrada.

Nesta tese, a simulação numérica por elementos finitos da trefilação axissimétrica do aço inoxidável 420 recozido foi realizada considerando o efeito do caminho de deformação. Curvas diferentes de tensão efetiva x deformação efetiva foram utilizadas para as diversas camadas do material simulado, de acordo com o trabalho experimental⁽²¹⁾ sobre o efeito do caminho de deformação na trefilação do material em questão. Os resultados obtidos foram comparados com resultados numéricos retirados da simulação convencional e com resultados experimentais, para verificar a necessidade da introdução do efeito do caminho de deformação na descrição do encruamento do material em questão. A escolha do aço inoxidável 420 foi devido à existência de resultados experimentais desse material e também em função das características relativamente simples de seu encruamento, quando comparado com o outro aço inoxidável com resultados experimentais disponíveis (aço inoxidável 304).

O trabalho realizado, portanto, representou um esforço do aprimoramento das simulações numéricas de trefilação do aço inoxidável 420 recozido usando elementos finitos. O aprimoramento teve como foco a descrição do encruamento do aço inoxidável 420 recozido, durante sua trefilação. Os motivos que incentivaram a pesquisa são aqueles mencionados no final do segundo parágrafo do presente item.

2. OBJETIVOS

2.1. Objetivo Geral

Analisar a resposta numérica da simulação por elementos finitos do processo de trefilação axissimétrica de barras do aço inoxidável 420, quando realizada considerando o efeito do caminho de deformação, a fim de ajustar os parâmetros necessários à simulação da trefilação axissimétrica desse material.

2.2. Objetivos Específicos

- Simular o processo de trefilação axissimétrica de barras do aço inoxidável 420 utilizando uma curva tensão efetiva x deformação efetiva convencional.
- Simular o processo de trefilação axissimétrica de barras do aço inoxidável 420 utilizando curvas de tensão efetiva x deformação efetiva que considerem o efeito do caminho de deformação.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A revisão bibliográfica do trabalho ficou dividida em três partes, a saber: análise da inovação a ser inserida na equação descrevendo o encruamento do aço inoxidável 420, estudo do assunto relacionado à inovação, avaliação da teoria matemática empregada no estudo da conformação de metais.

A primeira parte corresponde aos dois primeiros tópicos. Esses estudos fundamentaram a escolha da inovação a ser implementada na descrição do encruamento do aço inoxidável 420, a qual foi mencionada em linhas gerais na introdução. A razão dessa escolha é esclarecida no final do segundo tópico.

Na segunda parte, representada pelo terceiro tópico, o estudo do assunto relacionado à inovação foi realizado. O comentário no final do segundo tópico esclarece o porquê desse estudo.

A última parte envolveu as pesquisas do quarto e quinto tópicos. Nesse ponto do trabalho, buscou-se conhecer os modelos matemáticos para análise da conformação de metais disponíveis, a fim de decidir o caminho a ser adotado na análise em questão.

3.1. O Processo de Trefilação de Barras de Seção Circular

3.1.1. Descrição do Processo

Um possível emprego da trefilação de barras de seção circular visa obter produtos com excelente acabamento superficial e precisão dimensional. Geralmente, consideram-se como barras os produtos que possuem diâmetros maiores ou iguais a 5,0 mm⁽²²⁾.

O processo pode ser descrito com o auxílio do esboço de uma bancada de trefilação^(22,23) (ver figura 3.1). A barra inicial é apontada, inserida através da fieira e fixada à castanha da garra de tração. À medida que a garra é acionada por corrente ou algum mecanismo hidráulico, a barra inicial tem o seu diâmetro reduzido dentro da fieira para o valor desejado.

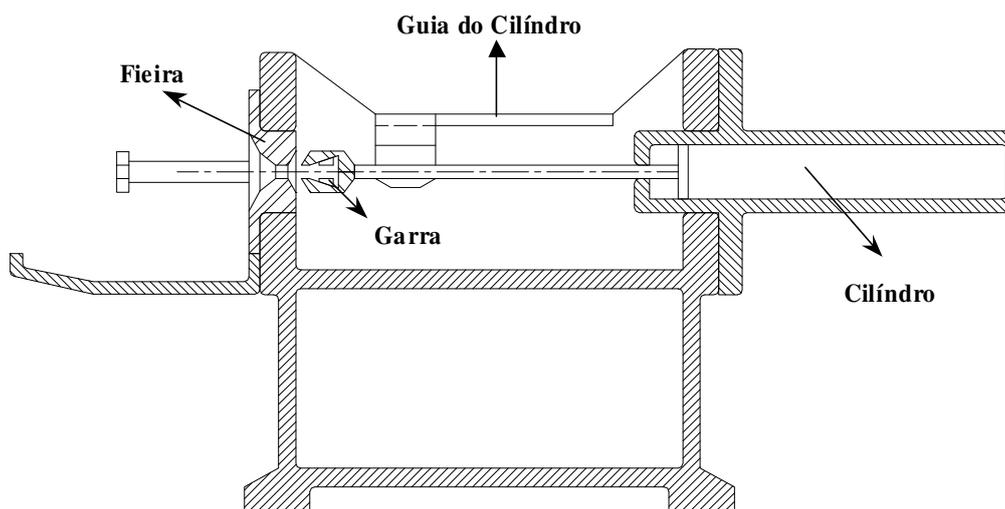


Figura 3.1 – Esquema do processo de trefilação de barras.

A seção transversal de uma fieira é mostrada na figura 3.2^(22,23). Nessa ferramenta, quatro regiões são de especial interesse, a saber: região do ângulo de entrada, região do semi-ângulo de trefilação, zona cilíndrica e região do ângulo de saída. A região do ângulo de entrada tem por finalidade auxiliar na lubrificação da barra, garantindo que o lubrificante seja arrastado para dentro da região de deformação. Na região do semi-ângulo de trefilação, ocorre a redução do diâmetro da barra. A zona cilíndrica é responsável pelo controle dimensional do produto e pelo aumento da vida útil da fieira. A região do ângulo de saída evita uma abrasão adicional entre fieira e arame

proveniente de algum desalinhamento. Atualmente, a maioria das fieiras é feita de carbeto de tungstênio, o que lhes confere uma boa vida útil.

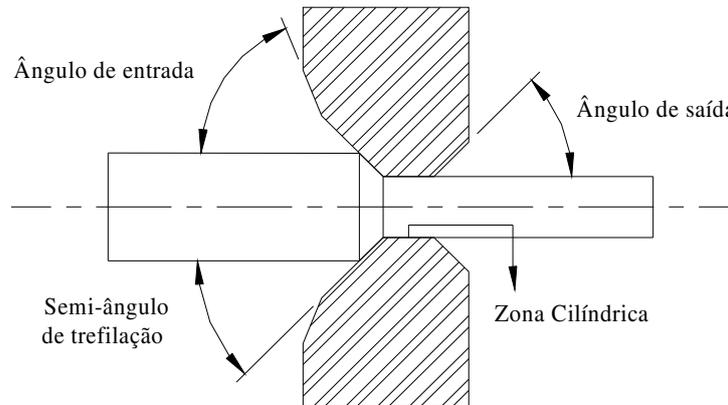


Figura 3.2 – Seção transversal da fieira.

A análise acima evidencia três variáveis independentes no processo de trefilação: semi-ângulo de trefilação, redução de área e atrito⁽²⁴⁾. O semi-ângulo é representado pela metade do ângulo da fieira, conforme ilustra a figura 3.2. A redução de área r é obtida através da fórmula:

$$r = 1 - \left(\frac{R_f}{R_i} \right)^2 \quad (3.1)$$

onde R_f corresponde ao raio final da barra e R_i ao raio inicial. O atrito geralmente é descrito através do modelo de Coulomb ou o modelo de atrito constante. No caso do atrito de Coulomb, o modelo matemático considera que a tensão de cisalhamento τ_{Cisal} é proporcional à pressão entre a barra e a fieira. Dessa forma:

$$\tau_{\text{Cisal}} = \mu_a p \quad (3.2)$$

onde p representa a pressão e o símbolo μ_a é o coeficiente de atrito, normalmente assumido constante para um dado lubrificante, barra e fieira. No modelo de atrito constante, a tensão de cisalhamento é proporcional ao limite de escoamento do material sendo fornecida pela fórmula:

$$\tau_{\text{Cisal}} = m \sigma_0 / (3)^{1/2} \quad (3.3)$$

onde σ_0 é o limite de escoamento do material e m é definido como o fator de cisalhamento, variando entre 0 e 1. Nessa abordagem, o valor de m também é considerado constante para um dado lubrificante, barra e fieira. Valores usuais do coeficiente de atrito e do fator de atrito podem ser encontrados na literatura^(23,25).

3.1.2. Aspectos Característicos do Processo

3.1.2.1. Deformação durante a Trefilação

A deformação sofrida por uma barra trefilada pode ser interpretada através da análise da figura 3.3. Comparando a geometria de um elemento próximo à superfície da barra antes da sua entrada na zona de deformação e após sua passagem pela fieira, é possível notar que o elemento passa por estiramento e cisalhamento. À medida que se caminha da superfície da barra para o seu centro, o efeito do cisalhamento torna-se menor, enquanto o estiramento se mantém, caracterizando assim uma heterogeneidade da deformação ao longo da seção transversal da barra. A deformação responsável pelo estiramento da barra é denominada deformação homogênea, enquanto a deformação que causa o cisalhamento é denominada de redundante. O cisalhamento em nada contribui para as mudanças dimensionais da barra sendo trefilada, apenas distorcendo o elemento. A deformação redundante será maior para grandes semi-ângulos de trefilação e pequena redução de área. O atrito, conforme análises experimentais, não influencia significativamente o valor da deformação redundante⁽²³⁾.

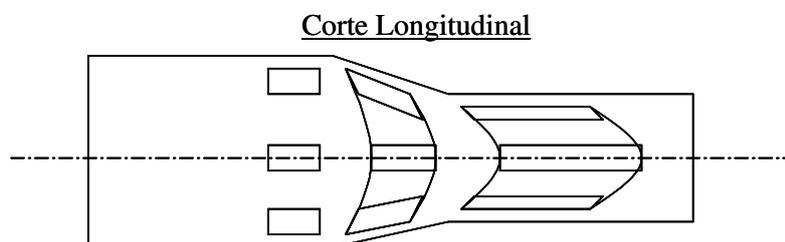


Figura 3.3 - Deformação nos elementos da barra sendo trefilada.

O cálculo das deformações na trefilação de barras circulares tem sido realizado pelo método da deformação média, pelo método da viscoplasticidade ou pelo método de elementos finitos.

Na abordagem da deformação média, um valor médio representativo da deformação na barra trefilada tem sido obtido de forma analítica ou experimental.

Analiticamente^(22,23,26), a deformação média ϵ_m é fornecida pela fórmula:

$$\epsilon_m = \phi \epsilon_H \quad (3.4)$$

onde ϵ_H representa a deformação homogênea da barra e ϕ o fator de deformação redundante. O valor de ϵ_H é dado pelo logaritmo neperiano da relação entre as áreas inicial e final da barra. O fator de deformação redundante pode ser calculado através de equações encontradas na literatura. A equação (3.5), proposta por BACKOFEN⁽²⁶⁾, coloca o fator de deformação redundante como função do parâmetro Δ :

$$\phi = 1 + 0.21(\Delta + 1) . \quad (3.5)$$

Este parâmetro relaciona o semi-ângulo de trefilação (α) e a redução de área (r) através da equação:

$$\Delta = \left(\frac{\alpha_{\text{tref}}}{r} \right) \left(1 + (1 - r)^{1/2} \right)^2 . \quad (3.6)$$

O fator de deformação redundante também pode ser obtido pela fórmula⁽²³⁾:

$$\phi = 0.88 + 0.78 \frac{A_s}{M_c} \quad (3.7)$$

onde A_s equivale a área de uma superfície esférica centrada no ápice do cone e limitada por ele, sendo o seu raio a média dos raios correspondentes ao ponto de entrada e saída do material. O termo M_c representa a área de contato entre a barra e a fieira.

Os métodos experimentais utilizados para a determinação da deformação média são^(27,28):

- Perfil de dureza;
- Superposição das curvas de tensão x deformação;

O método do perfil de dureza consiste em determinar a dureza ao longo da seção transversal de uma barra trefilada e, posteriormente, converter esses dados de dureza em dados de deformação. A partir do perfil de deformação, calcula-se a deformação média (ϵ_m). A figura 3.4 ilustra a determinação da deformação média de trefilação através de um perfil de dureza. A relação entre a deformação e a dureza, a ser utilizada após o levantamento do perfil de dureza da barra trefilada, pode ser obtida através do ensaio de tração do metal recozido.



Figura 3.4 – Representação esquemática do método do perfil de dureza.

No método da superposição das curvas, as regiões plásticas das curvas de tensão x deformação do material trefilado e recozido são locadas em um mesmo gráfico. Posteriormente, a partir do início da curva do material trefilado, traça-se uma horizontal até a curva do material recozido. A deformação que corresponde ao ponto de interseção entre a reta e a curva do material recozido irá representar a deformação média de trefilação (ϵ_m). Esse método é representado esquematicamente na figura 3.5.

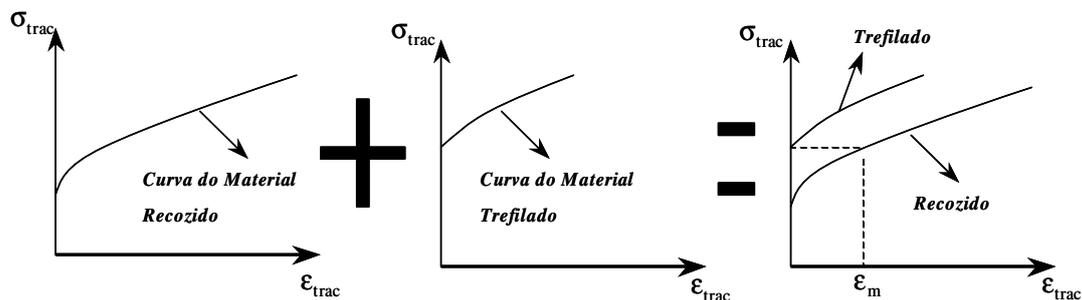


Figura 3.5 – Representação esquemática do método de superposição das curvas.

O cálculo da deformação média de trefilação através da equação (3.4) ou pelos métodos do perfil de dureza ou superposição das curvas ainda é um processo em aprimoramento. Os resultados obtidos podem variar de uma equação para outra e, também, são diferentes quando calculados pelos métodos do perfil de dureza e da superposição das curvas de tensão x deformação⁽²⁹⁾. Sendo assim, essas equações e métodos experimentais vêm sendo utilizados com uma certa cautela.

A visioelasticidade^(30,31,32) utiliza as informações de deslocamento dos nós de uma grade impressa em um plano da peça, para obter os valores de deformação. Inicialmente, uma malha é impressa em um plano específico da peça a ser deformada. Durante a

deformação da peça, os deslocamentos dos nós da malha são acompanhados e, posteriormente, essas informações são traduzidas em valores de fluxo. A partir desses valores são elaboradas equações que descrevem o fluxo em toda a peça, durante a deformação. A derivação das equações de fluxo fornece as componentes da velocidade em cada ponto da peça. No caso dos processos axissimétricos de estado estacionário, considerando a equação de fluxo ψ , as componentes da velocidade u e v são fornecidas pelas equações:

$$u = \frac{1}{2\pi r} \frac{\partial \psi}{\partial z}, v = -\frac{1}{2\pi r} \frac{\partial \psi}{\partial r} \quad (3.8)$$

sendo r e z as direções em coordenadas polares. Uma vez definidas as velocidades em todos os pontos da peça, as componentes do tensor taxa de deformação são obtidas pela derivação das velocidades e a deformação efetiva total é obtida através da integral:

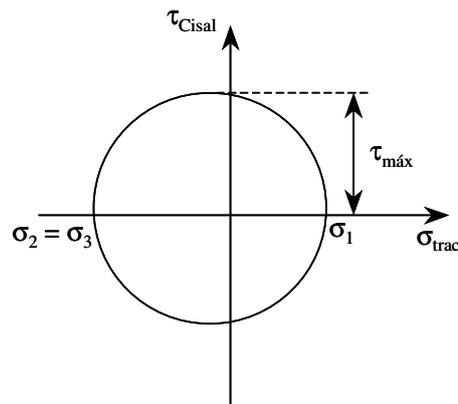
$$\bar{\epsilon} = \int_0^T \dot{\epsilon} dt \quad (3.9)$$

A determinação das deformações através do método de elementos finitos emprega a metodologia descrita na seção 3.5.

3.1.2.2. Tensões durante a Trefilação

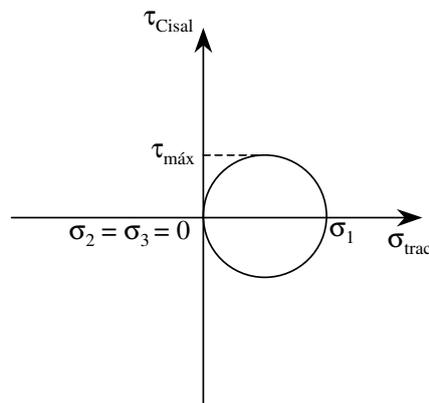
A maior parte da deformação plástica observada dentro da região do semi-ângulo de trefilação pode ser atribuída às tensões de compressão impostas ao material⁽²²⁾. Essas tensões surgem devido ao contato entre a barra e a fieira. Conforme ilustrado no círculo de Mohr (figura 3.6), o estado de tensões principais nessa região é representado por uma componente de tração e outras duas de compressão. As componentes de compressão promovem um aumento da tensão de cisalhamento máxima no ponto. Caso houvesse somente a tensão de tração, a tensão de cisalhamento máxima seria menor e provavelmente não seria possível obter a deformação desejada (figura 3.7).

Após a fieira, o material deixa de deformar plasticamente e o estado de tensões principais nos pontos da barra fica limitado à tensão de trefilação (força exercida à saída da fieira dividida pela área da barra). Dessa forma, o círculo de Mohr para essa condição pode ser representado pela figura 3.7.



Condição de Trefilação

Figura 3.6 – Círculo de Mohr dentro da fieira.



Condição de Tração Pura

Figura 3.7 – Círculo de Mohr após a fieira.

A análise das tensões dentro da região do semi-ângulo de trefilação tem sido realizada utilizando o método experimental da visioelasticidade ou o método numérico de elementos finitos.

Na visioelasticidade, as componentes de tensão radial, axial, circunferencial e cisalhante são obtidas a partir dos valores de taxa de deformação e de deformação efetiva, sendo estes calculados conforme a descrição feita no item 3.1.2.1. As equações fornecendo os valores das componentes de tensão são fornecidas em livros ou artigos^(30,31,32).

A determinação das tensões através do método de elementos finitos emprega a metodologia descrita na seção 3.5.

Para a avaliação da tensão de trefilação, além dos métodos da viscoplasticidade e de elementos finitos, vários métodos analíticos são encontrados na literatura^(22,23), a saber: método da deformação homogênea, método dos blocos, método do limite superior.

O método da deformação homogênea representa uma aproximação grosseira da tensão de trefilação, uma vez que desconsidera o efeito do atrito e da deformação redundante. Por meio desse método, a tensão de trefilação é calculada pela fórmula:

$$\sigma_{tref} = Y \ln\left(\frac{A_i}{A_f}\right) \quad (3.10)$$

onde Y corresponde ao limite de escoamento do material e os símbolos A_i e A_f representam as áreas iniciais e finais da barra. O método dos blocos leva em consideração o atrito entre a barra e a fieira, porém desconsidera a deformação redundante. O cálculo da tensão pelo método dos blocos é dado pela fórmula:

$$\sigma_{tref} = \bar{Y} \frac{1+B}{B} \left[1 - \left(\frac{D_f}{D_i} \right)^{2B} \right] \quad (3.11)$$

onde \bar{Y} é a tensão média da porção da curva de tração do metal recozido até a deformação correspondente a deformação homogênea na trefilação, B correspondente ao produto do coeficiente de atrito μ_a pela cotangente do semi-ângulo de trefilação e D_f e D_i representam, respectivamente, os diâmetros final e inicial da barra. Finalmente, no método do limite superior, tanto o atrito quanto à deformação redundante são considerados. Para esse método a tensão de trefilação é fornecida pela fórmula:

$$\sigma_{tref} = \bar{Y} \left[\left(1 + \frac{m}{\sin 2\alpha_{tref}} \right) \ln \frac{R_i}{R_f} + \frac{2}{3} \tan \alpha_{tref} \right] . \quad (3.12)$$

Na equação (3.12), o primeiro termo dentro dos colchetes contém as parcelas representando a deformação homogênea e o atrito e o último termo corresponde à deformação redundante.

Uma outra alternativa para o cálculo da tensão de trefilação considerando o atrito e a deformação redundante, seria pré-multiplicar a fórmula para o método dos blocos pelo fator de deformação redundante, obtido por algum dos métodos descritos no item sobre a deformação.

3.1.2.3. Influência do Semi-Ângulo e da Redução de Área na Trefilação

A influência do semi-ângulo e da redução de área tem sido avaliada em relação a diversas variáveis de saída do processo de trefilação, entre as quais pode-se citar: tensão de trefilação, deformação efetiva, tensão hidrostática. Nessas avaliações, as variáveis de saída são obtidas através das técnicas descritas no item 3.1.2.1 e 3.1.2.2. Nos parágrafos a seguir, alguns trabalhos com suas conclusões sobre a influência do semi-ângulo e da redução em relação as variáveis mencionadas são apresentados.

3.1.2.3.1. Estudos Relacionados à Tensão de Trefilação

A análise da tensão de trefilação, na maioria das vezes, tem sido realizada através de modelos analíticos ou códigos de elementos finitos.

A influência do ângulo de trefilação e da redução de área no valor da tensão de trefilação relativa ($\sigma_{\text{tref}} / \bar{Y}$) segundo o método do limite superior (ver equação (3.12)) é mostrada no gráfico da figura 3.8⁽³³⁾

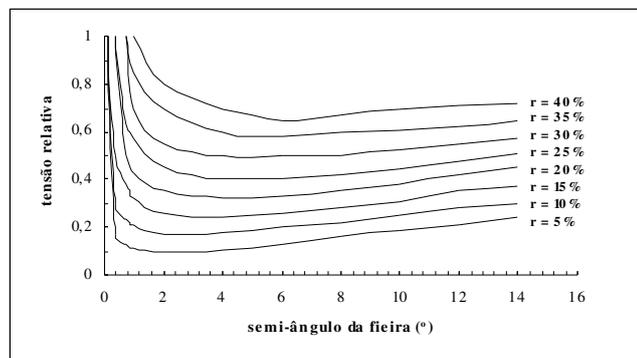


Figura 3.8 – Gráfico da influência do semi-ângulo e da redução de área na tensão de trefilação relativa⁽³³⁾.

A partir do gráfico da figura 3.8, percebe-se que a tensão de trefilação, para qualquer redução de área, apresenta um valor mínimo, indicando o semi-ângulo ótimo de trefilação. Quanto à redução de área, para qualquer semi-ângulo escolhido, um aumento daquela variável provoca um aumento da tensão de trefilação.

O modelo analítico acima foi verificado no trabalho de Dixit *et al.*⁽³⁴⁾, para amostras de cobre. O autor avaliou a influência do semi-ângulo e da redução no valor da tensão de trefilação utilizando um código de elementos finitos e, posteriormente, comparou os resultados obtidos com os resultados fornecidos pela equação (3.12). Esses dados são mostrados na figura 3.9 onde a legenda indica a redução seguida pela letra N (dados numéricos) ou pela letra A (dados analíticos). O gráfico da figura 3.9 mostra uma boa correlação entre os dados analíticos e numéricos, confirmando as conclusões obtidas a partir do modelo analítico.

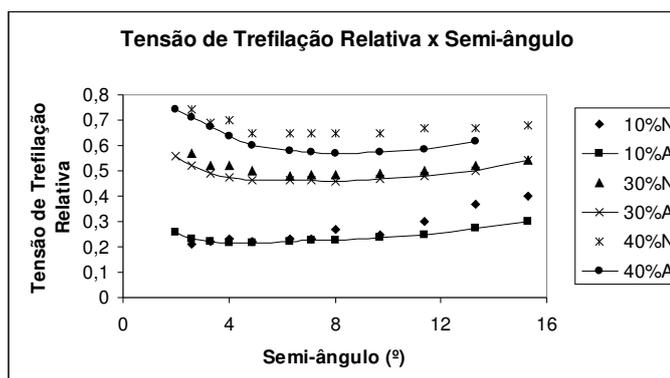


Figura 3.9 – Comparação dos dados de tensão relativa analíticos e numéricos⁽³⁴⁾.

As conclusões dos trabalhos anteriores também são verificadas em outras pesquisas sobre a influência do semi-ângulo e da redução de área, conforme os artigos mencionados a seguir ilustram.

Em Malberg *et al.*⁽³⁵⁾, a trefilação de arames de alta condutividade elétrica foi realizada para diferentes condições de semi-ângulo e redução (ver tabela III.1) e simulada numericamente através do código comercial de elementos finitos ABAQUS.

Tabela III.1 – Condições de trefilação analisadas⁽³⁵⁾.

	Condições de Trefilação											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Semi-ângulo (°)	4	7	10	15	4	7	10	15	4	7	10	15
Redução (%)	25	25	25	25	58	58	58	58	68	68	68	68

A análise da influência do semi-ângulo no valor da tensão de trefilação apresentou um gráfico semelhante àqueles dos trabalhos anteriores (ver figura 3.10a), confirmando as conclusões sobre o efeito do semi-ângulo. A influência da redução de área na tensão

relativa de trefilação é ilustrada na figura 3.10b, a qual também confirma as conclusões anteriores sobre o efeito da redução – um aumento da redução provoca um aumento da tensão de trefilação, mantido o semi-ângulo.

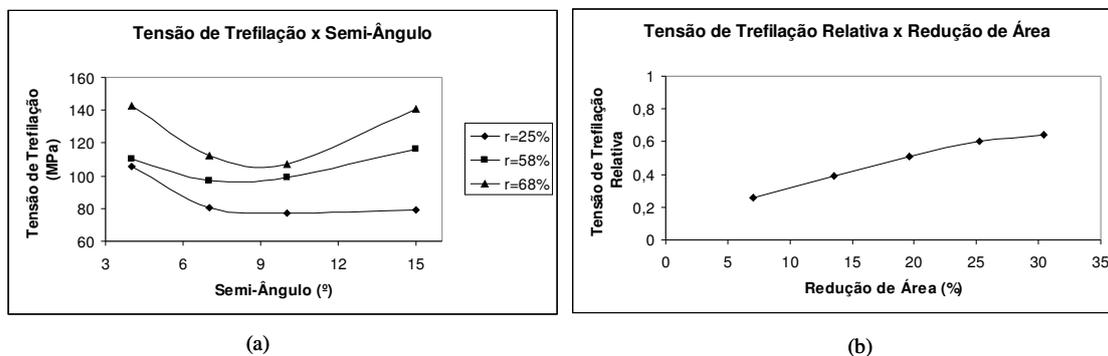


Figura 3.10 – Dados de tensão de trefilação em função do semi-ângulo e de tensão de trefilação relativa em função da redução de área, $\alpha_{\text{tref}} 10^\circ$ ⁽³⁵⁾.

Överstam *et al.* ⁽³⁶⁾ avaliaram numericamente as condições de trefilação da tabela III.2, para amostras do aço SAE 51100, utilizando o código comercial de elementos finitos MSC.MARC.

Tabela III.2 – Condições de trefilação analisadas ⁽³⁶⁾.

	Condições de Trefilação					
	1	2	3	4	5	6
Semi-ângulo (°)	20	14	8	20	14	8
Redução (%)	30	30	30	5	5	5

Os resultados também mostraram um aumento da tensão de trefilação em função do aumento do semi-ângulo (mesma redução), reafirmando as conclusões descritas anteriormente.

3.1.2.3.2. Estudos Relacionados à Deformação Efetiva

Em Dixit *et al.* ⁽³⁴⁾, através do modelo numérico proposto para análise do processo de trefilação, o estudo da distribuição da deformação efetiva em uma amostra de aço foi realizado para diferentes condições de trefilação, a saber: semi-ângulo de 10° e redução

de área de 5%, semi-ângulo de 2° e redução de área de 5%, semi-ângulo 2° e redução de área de 45%.

Nas simulações numéricas, constatou-se que, ao longo de uma seção transversal da barra, o valor da deformação efetiva era maior na interface entre a barra e a ferramenta, diminuindo em direção ao eixo da barra (ver figura 3.11), sendo esse fato comum a todas as seções dentro da zona de deformação. A grandeza da deformação efetiva na interface barra/fieira foi maior para a condição com maior semi-ângulo. Com relação à homogeneidade da deformação ao longo da seção transversal, foi constatado que a condição de menor semi-ângulo promove um perfil de deformação mais uniforme ao longo da seção transversal da barra. O aumento da redução induziu um efeito oposto ao aumento do semi-ângulo, causando uma maior homogeneidade da deformação ao longo da seção transversal.

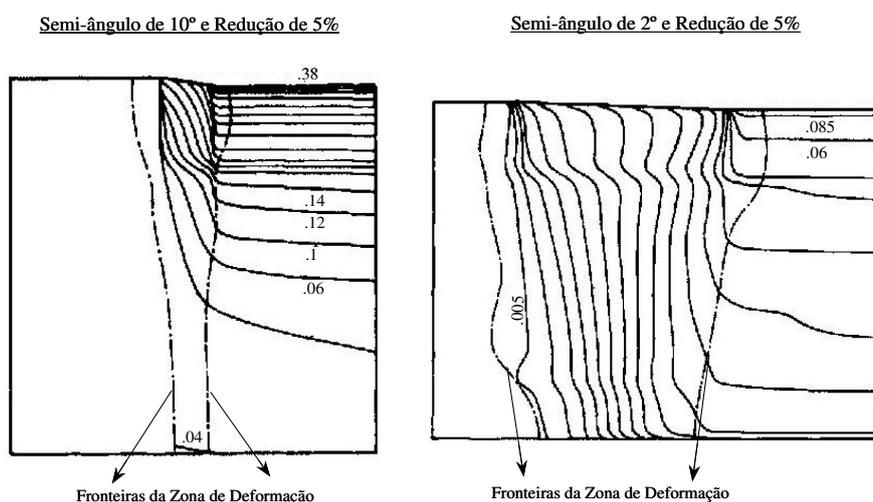


Figura 3.11 – Distribuição da deformação efetiva ao longo da barra trefilada⁽³⁴⁾.

A análise do perfil de deformação efetiva do aço SAE 51100, na seção transversal à saída da fieira, foi realizada por Överstam *et al.*⁽³⁶⁾, através do código de elementos finitos MSC.MARC. As condições de trefilação simuladas são descritas na tabela III.2.

Os resultados da pesquisa mostraram que o aumento do semi-ângulo de trefilação provoca um aumento da deformação efetiva ao longo da seção transversal da barra, estando os maiores valores próximos à superfície da barra (ver figura 3.12). Para a menor redução de área, o aumento do semi-ângulo promoveu uma maior diferença entre os valores de deformação do centro e da superfície. Mantendo-se fixo o semi-ângulo, a condição de menor redução apresentou maiores amplitudes para o intervalo da

heterogeneidade do perfil de deformação. É interessante ressaltar que os valores de deformação no centro da barra corresponderam aos valores de deformação homogênea da condição de trefilação analisada, em todas as simulações.

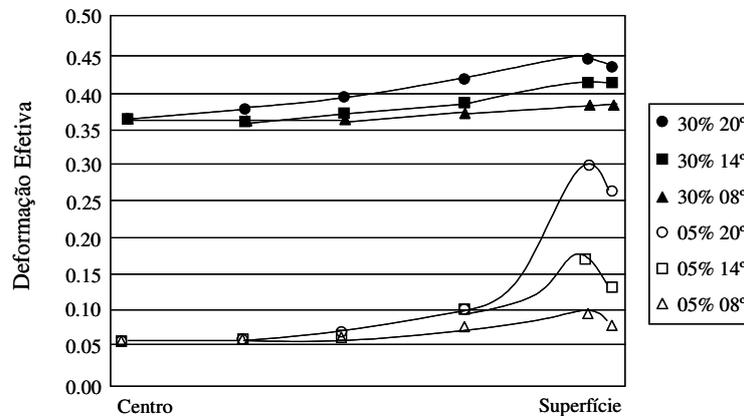


Figura 3.12 – Perfil de deformação efetiva na seção transversal a saída da fieira, para amostras do aço SAE 51100⁽³⁶⁾.

Gifford *et al.*⁽³⁷⁾ também analisaram o efeito do semi-ângulo no perfil de deformação efetiva à saída da fieira, porém utilizando amostras de aço inoxidável 302. O estudo foi realizado através do programa de elementos finitos DEFORM. Os semi-ângulos analisados foram: 6°, 10° e 16°.

Os perfis de deformação efetiva obtidos foram semelhantes àqueles apresentados por Överstam *et al.*⁽³⁶⁾. O aumento do semi-ângulo de trefilação provocou um aumento dos valores de deformação efetiva, conforme ilustra a figura 3.13. Nesse estudo, os maiores valores de deformação efetiva também ficaram próximos à superfície da amostra.

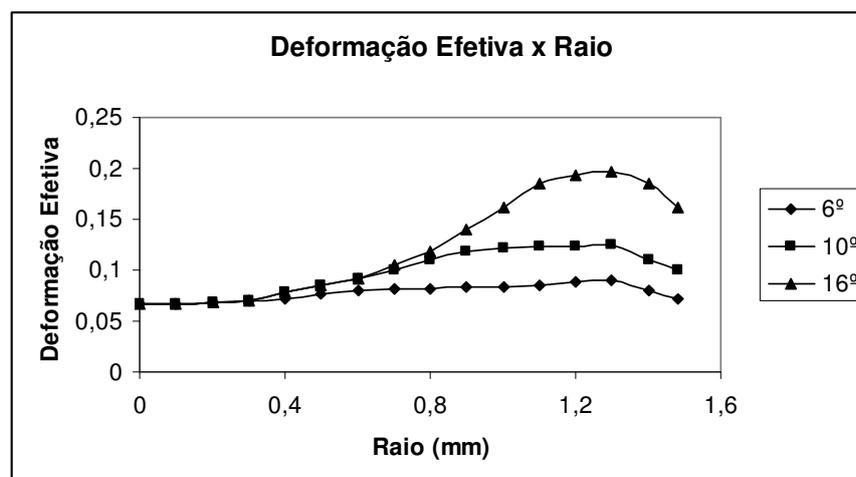


Figura 3.13 – Perfil de deformação efetiva na seção transversal á saída da fieira, para amostras de aço inoxidável 302⁽³⁷⁾.

O comportamento da deformação efetiva para feiras com semi-ângulo de trefilação constante e variáveis foi apresentado por Sadok *et al.*⁽³⁸⁾, para amostras de cobre. Quatro feiras (uma cônica, duas convexas e uma côncava) foram utilizadas na pesquisa, conforme ilustra a figura 3.14.

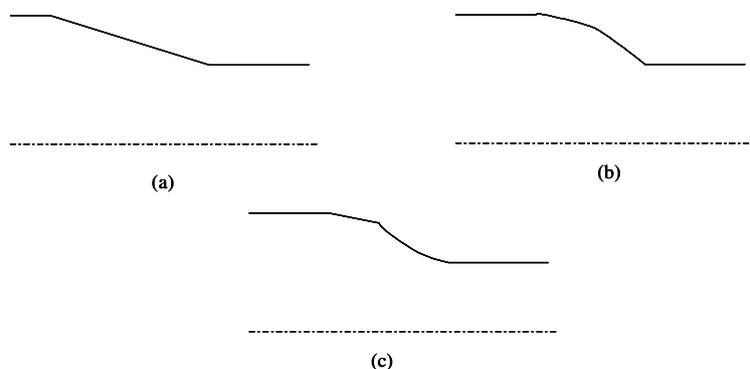


Figura 3.14 – Perfis das feiras: a) cônica, b) côncava, c) convexa⁽³⁸⁾.

Os resultados obtidos dentro das regiões de deformação mostraram que as feiras convexas apresentam um perfil de deformação efetiva mais uniforme em relação às outras geometrias de feiras. Os valores de deformação efetiva ao longo da seção transversal da barra, dentro de toda a região de deformação, também foram menores para as feiras com seção convexa.

3.1.2.3.3. Estudos Relacionados à Tensão Hidrostática

Algumas pesquisas sobre a influência do semi-ângulo e da redução no comportamento da tensão dentro da região de deformação encontram-se voltadas para a análise da tensão hidrostática. Essa tensão é representada pela fórmula:

$$\sigma_H = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (3.13)$$

sendo σ_1 , σ_2 e σ_3 as tensões principais segundo as direções 1, 2 e 3.

O interesse nessa variável reside no fato que, para a análise de defeitos internos de barras trefiladas (rupturas centrais), o valor da tensão hidrostática é um forte indicativo da ocorrência desse problema. Valores positivos de tensão hidrostática indicam a possibilidade de formação de cavidades que contribuem para o aparecimento das rupturas internas. Dessa forma, torna-se importante avaliar a combinação dos

parâmetros semi-ângulo e redução de área que favorecem o surgimento de tensões hidrostáticas positivas.

No trabalho de Ko *et al.*⁽³⁹⁾, o comportamento da tensão hidrostática foi avaliado para diversas condições de trefilação do alumínio comercial. As análises foram realizadas utilizando um código de elementos finitos.

Os resultados do trabalho evidenciaram que a probabilidade de ocorrência de fendas centrais em barras trefiladas é maior para condições de maior semi-ângulo e menor redução de área, pois essa combinação de parâmetros proporciona valores positivos da tensão hidrostática na região central da barra. A partir das análises de várias combinações de parâmetros, o gráfico da figura 3.15 foi elaborado com o intuito de delimitar as regiões e ocorrência e não ocorrência de fendas centrais.

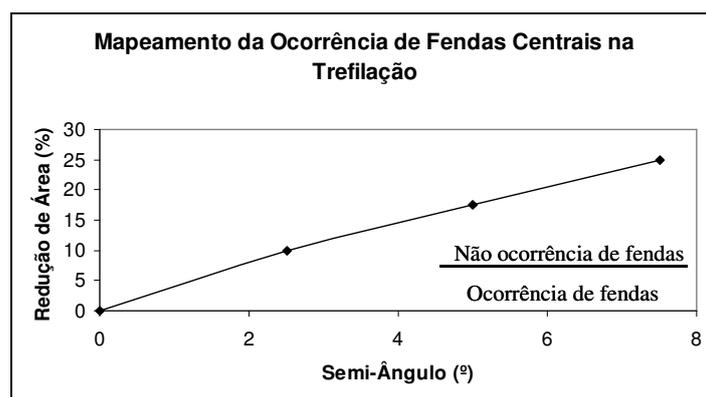


Figura 3.15 – Ocorrência de fendas centrais na trefilação segundo os estudos de Ko⁽³⁹⁾.

Na análise de Cho *et al.*⁽⁴⁰⁾, a trefilação de amostras de cobre sujeitas as reduções de área unitária de 10, 13 e 16% e semi-ângulo de 7° foram simuladas no programa comercial de elementos finitos DEFORM 2D. A avaliação da distribuição de tensão hidrostática para as três condições de trefilação mostrou um comportamento semelhante ao descrito na pesquisa de Ko *et al.*⁽³⁹⁾. A condição de menor redução de área apresentou uma tensão hidrostática de tração maior em relação às demais condições. Nessa análise, o maior valor da tensão hidrostática também foi verificado na região central da barra trefilada.

3.1.2.4. Comportamento da Tensão Residual

O estudo da tensão residual no processo de trefilação tem utilizado técnicas experimentais (corte de amostras – “slitting”, difração de raio x) ou numérica (método de elementos finitos) para sua avaliação. As pesquisas abrangem análises apenas da componente longitudinal da tensão residual ou avaliações mais completas, verificando o comportamento das componentes longitudinal, radial e circunferencial em toda a seção da barra trefilada. Algumas conclusões dessas pesquisas são apresentadas nos artigos mencionados a seguir.

No estudo de Alawode *et al.*⁽⁴¹⁾, o efeito do nível de deformação e da temperatura adotada no processo de alívio de tensões sobre a tensão residual em barras de aço (0.18 % C) trefiladas foi verificado. As barras foram trefiladas mantendo o semi-ângulo fixo (16°) e variando a redução de área (5, 10, 15, 20, 25 e 30%). As temperaturas adotadas no processo de alívio de tensões foram: 300 °C e 500°C. A análise da tensão residual foi realizada utilizando a técnica experimental de corte de amostras (“slitting”). Essa técnica vincula o cálculo da tensão residual à abertura obtida no final da barra trefilada após um corte longitudinal (ver figura 3.16). Os resultados obtidos são apresentados na tabela III.3.

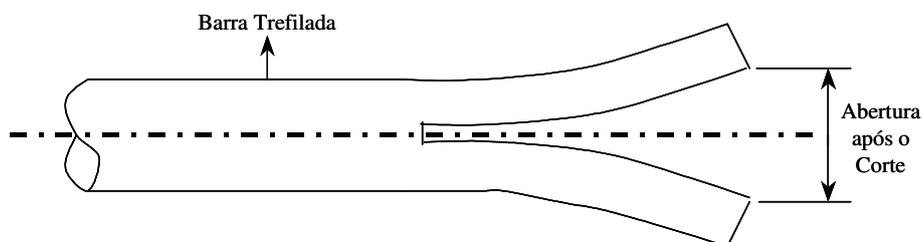


Figura 3.16 – Barra trefilada com corte longitudinal.

Tabela III.3 – Abertura após o corte (mm) em função da redução de área e da temperatura⁽⁴¹⁾.

Temperatura (°C)	Redução de Área %					
	5	10	15	20	25	30
30	0.85	0.98	1.10	1.12	1.20	1.28
300	0.56	0.70	0.72	0.89	0.97	1.02
500	0.27	0.59	0.61	0.75	0.81	0.83

Com relação à redução de área (nível de deformação), a tabela III.3 evidencia que, em qualquer temperatura adotada, o aumento da redução de área contribui para um aumento da componente longitudinal da tensão residual. Em cada redução de área, o aumento da temperatura promoveu uma queda da tensão residual longitudinal.

A distribuição das tensões longitudinal, radial e circunferencial na trefilação de um aço baixo carbono (0.07%) foi alvo de estudo no trabalho de He *et al.*⁽⁴²⁾, sendo os valores dessas componentes obtidos através do método de elementos finitos e da técnica experimental de difração de raio X. O semi-ângulo adotado na trefilação foi de 7,9°.

Na análise numérica, dois modelos foram utilizados: um isotrópico e outro modelo anisotrópico. Os resultados obtidos para esses modelos são apresentados na figura 3.17. Nos gráficos da figura 3.17, observa-se que o perfil das tensões longitudinal, radial e circunferencial apresenta o mesmo comportamento para as duas formulações. A análise dos gráficos também revela a existência de uma tensão residual de tração para a componente longitudinal e circunferencial e um valor quase nulo da componente radial, na superfície da barra. No centro da barra, as tensões são compressivas em todas as direções. Com relação à grandeza dos valores das componentes de tensão residual, o modelo anisotrópico apresentou menores tensões em relação àquelas do modelo isotrópico.

O valor da tensão residual longitudinal na superfície da barra obtido pela técnica de difração de raio-X é mostrado na tabela III.4. Os valores dessa variável para os modelos numéricos também são mostrados na tabela III.4. A comparação dos resultados na tabela III.4 mostra que o modelo anisotrópico descreve melhor o comportamento da componente longitudinal da tensão residual na superfície da barra enquanto o modelo isotrópico induz a resultados superiores àqueles obtidos experimentalmente.

Tabela III.4 – Valores da tensão residual longitudinal numéricos e experimental⁽⁴²⁾.

	Modelo Isotrópico	Modelo Anisotrópico	Difração de Raio X
Tensão Longitudinal (MPa)	318	258	263

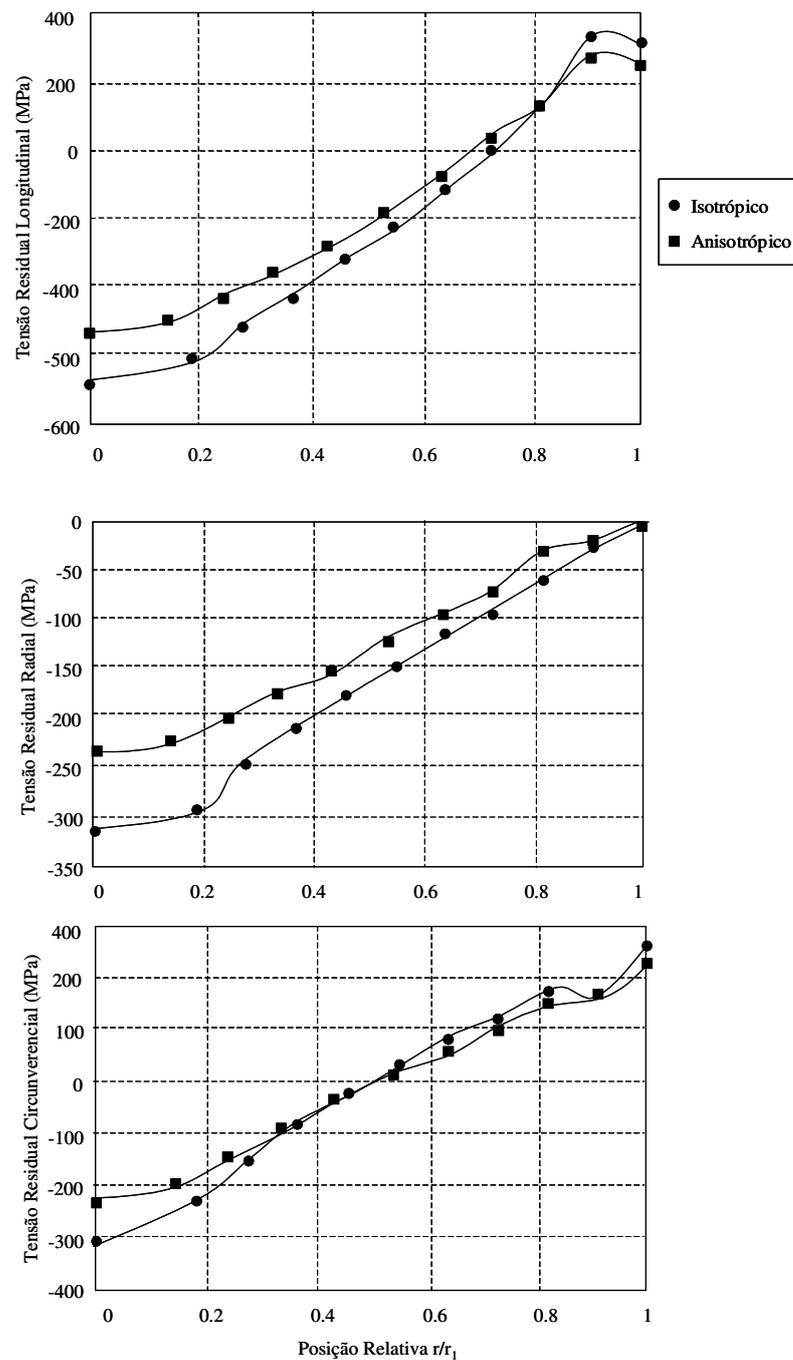


Figura 3.17 – Tensões residuais longitudinal, radial e circunferencial⁽⁴²⁾.

Nakagiri *et al.*⁽⁴³⁾ estudaram o efeito da geometria da fieira (ver figura 3.18) sobre a tensão residual de várias condições de trefilação de amostras de aço (0.44% C) – ver tabela III.5. Os valores da tensão residual foram calculados utilizando um código de elementos finitos.

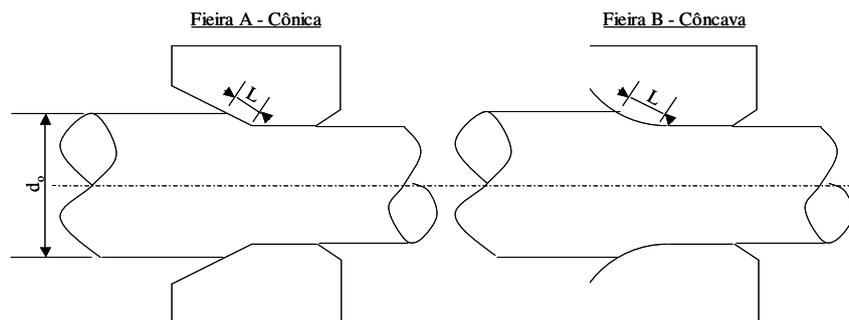


Figura 3.18 – Geometrias das fieiras cônica e convexa⁽⁴³⁾.

Tabela III.5 – Condições de trefilação analisadas⁽⁴³⁾.

Razão L/d_0	Fieira A		Fieira B	
	Semi-ângulo (°)	Redução (%)	Curvatura R (mm)	Redução (%)
0.03	5	1.0		
0.1	7	5.0	8	0.5
0.3	5	10	8	5.0
0.6	4	15	8	15.0
1.0	3	20	15	30

Os resultados obtidos por Nakagiri são ilustrados no gráfico da figura 3.19. A componente longitudinal da tensão residual na superfície da barra, inicialmente, apresenta um valor elevado de tração o qual diminui com o aumento da redução de área, para as duas geometrias de fieira analisadas. As curvas para a fieira tipo A e B também evidenciam que a fieira tipo B apresenta menores valores de tensão residual axial na superfície da barra, quando comparada com a fieira do tipo A.

Nos resultados acima, uma questão pode ser levantada sobre o comportamento da tensão residual longitudinal. De acordo com Alawode *et al.*⁽⁴¹⁾, o aumento da redução de área provoca uma maior tensão residual, para condições de trefilação com elevado semi-ângulo. Em Nakagiri *et al.*⁽⁴³⁾, o efeito contrário é observado, com a tensão residual longitudinal diminuindo, à medida que a redução de área aumenta, para condições de trefilação com baixo semi-ângulo. Esse comportamento da tensão residual longitudinal em função da redução de área e do semi-ângulo não se encontra definido na literatura,

portanto, pesquisas adicionais tornam-se oportunas, para verificar a repetibilidade desse fato.

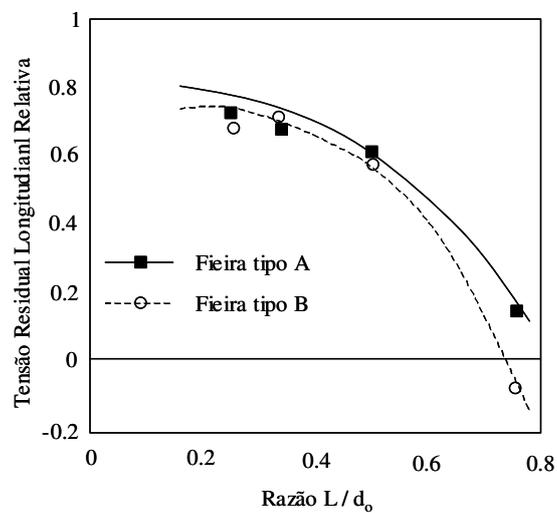


Figura 3.19 – Dados de tensão residual longitudinal relativa⁽⁴³⁾.

3.2. Encruamento dos Metais

Um fenômeno comumente observado durante a deformação plástica dos metais é o fato que a tensão de cisalhamento necessária para promover o deslizamento entre planos aumenta à medida que o metal se deforma^(22,23). Esse fenômeno é denominado encruamento dos metais.

Nos tópicos a seguir, os fatores que afetam o encruamento e os modelos desenvolvidos para descrever o fenômeno são comentados.

3.2.1. Fatores que Afetam o Encruamento dos Metais

Dentre os vários fatores que influenciam o encruamento pode-se citar: o comportamento das discordâncias durante a deformação, a temperatura, a taxa de deformação, o efeito do caminho de deformação. Os fatores presentes no trabalho desenvolvido são comentados abaixo.

3.2.1.1. Comportamento das Discordâncias durante a Deformação

Exemplos clássicos de interações entre discordâncias e barreiras ou entre discordâncias somente, que contribuem para o encruamento dos metais, podem ser encontrados na literatura^(22,44,45,46). O empilhamento de discordâncias, formação de discordâncias sesséis e criação de degraus são exemplos dessas interações.

No empilhamento de discordâncias, alguma barreira dentro do cristal impede o movimento de uma discordância escorregando sobre o plano de deslizamento ativo. Essa primeira discordância inibe o movimento das demais discordâncias através de uma tensão inversa à tensão de cisalhamento na direção do deslizamento. A figura 3.20 mostra o empilhamento de discordâncias.

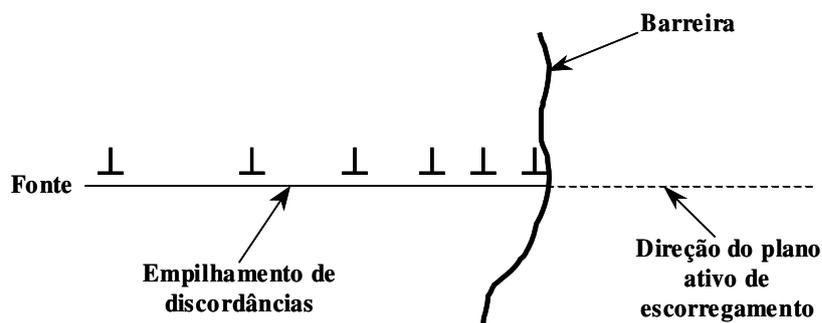


Figura 20 - Empilhamento de discordâncias^(22,45).

A existência da tensão inversa para a situação de empilhamento foi demonstrada através de testes de tração com monocristais de zinco (ver figura 3.21). Esses monocristais foram carregados sob tração até o ponto O, descarregados e recarregados na direção oposta à direção de escorregamento inicial. A figura 3.21 mostra que, no recarregamento, a tensão cisalhante de escoamento inicial do cristal é menor que para a situação do primeiro carregamento. Esse fato ocorre porque a tensão inversa desenvolvida durante o teste inicial ajuda o movimento contrário das discordâncias. Além disso, quando da inversão da direção de escorregamento, discordâncias de sinais contrários podem ser desenvolvidas nas mesmas fontes que criaram as discordâncias iniciais. As discordâncias de sinais opostos irão se atrair e aniquilar-se, facilitando ainda mais o escorregamento na direção inversa. A redução da tensão de escoamento quando a deformação em uma direção é seguida pela deformação na direção inversa é denominada efeito Bauschinger.

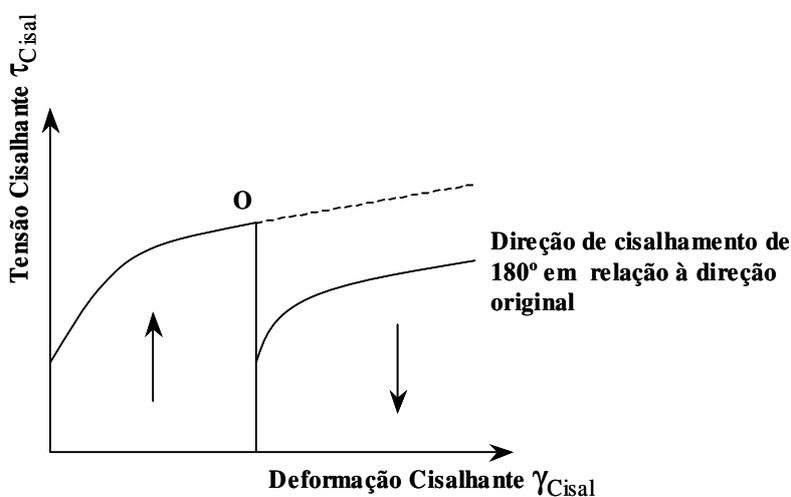


Figura 3.21 - Redução da tensão cisalhante do monocristal de zinco⁽²²⁾.

A formação de discordâncias sésseis contribui para o encruamento porque esse tipo de discordância possui uma baixa mobilidade. Essa discordância não está sobre planos de escorregamento preferenciais (planos de baixa tensão de cisalhamento) e dessa forma exige-se uma maior energia para o seu escorregamento. A formação das discordâncias sésseis ocorre em função da reação entre discordâncias escorregando em planos de deslizamentos ativos que se interceptam. A reação de discordâncias mais importantes, a qual conduz a formação de discordâncias sésseis, é a formação de barreiras de Lomer-Cottrell em metais CFC com escorregamento sobre planos $\{111\}$ que se interceptam.

Os degraus observados na microestrutura de alguns metais ocorrem devido a diversos tipos de interações entre discordâncias. Nas figuras 3.22a e 3.22b, o degrau obtido para a condição de duas discordâncias em aresta deslizando sobre planos distintos é ilustrado. Após as discordâncias se interceptarem, um degrau PP' é formado. Esse degrau dificulta a continuação do movimento da discordância, contribuindo para o encruamento do metal.

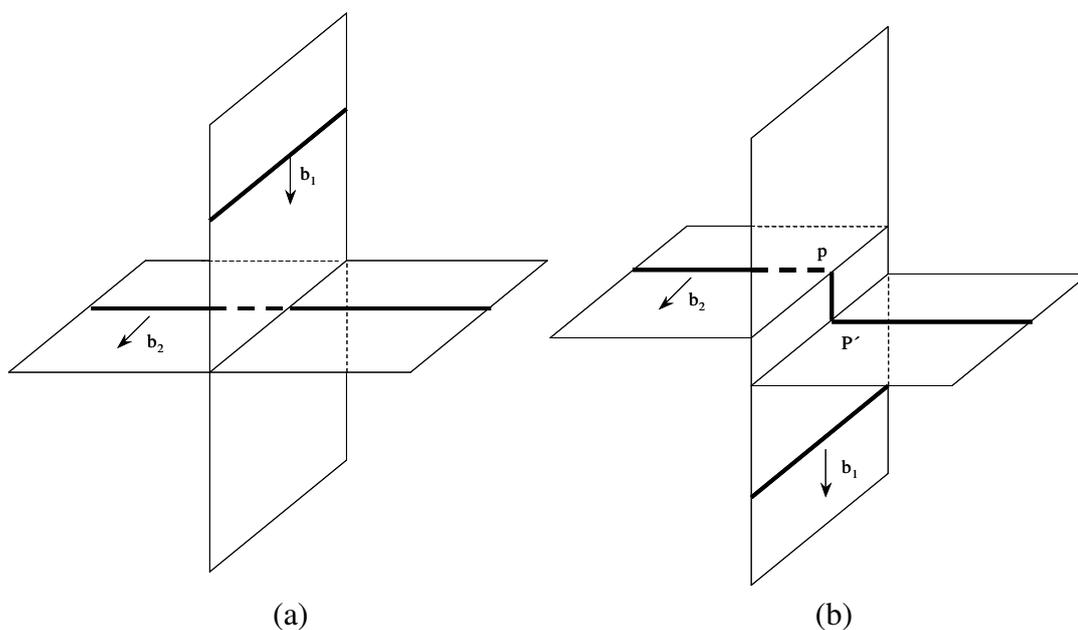


Figura 3.22 - Formação de degrau para duas discordâncias em aresta⁽²²⁾.

A formação de degrau também pode acontecer através da interação entre uma discordância em hélice e uma discordância em aresta (ver figura 3.23). Da mesma maneira que a situação da figura 3.22, o degrau criado na discordância em aresta irá dificultar o seu movimento, favorecendo o encruamento do metal.

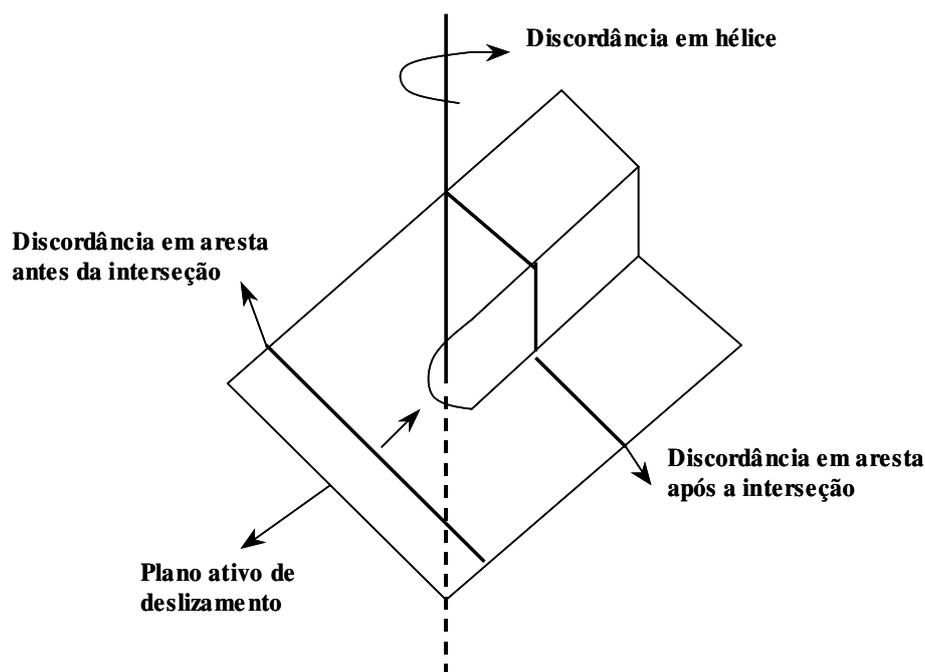


Figura 3.23 - Formação de degrau para discordância em hélice e discordância em aresta⁽²²⁾.

3.2.1.2. Efeito do Caminho de Deformação

3.2.1.2.1. Descrição do Fenômeno

Nas pesquisas sobre o efeito do caminho de deformação, tem-se verificado que curvas de tensão x deformação efetivas distintas daquela elaborada através do ensaio de tração podem ser obtidas, quando os metais são deformados em seqüências diferentes de carregamento, ou seja, passam por caminhos de deformação diferentes.

A idéia acima pode ser ilustrada através da figura 3.24. Na figura 3.24.a, o corpo de prova 1, inicialmente, é submetido a um carregamento A, seguido do ensaio de tração. O corpo de prova de 2 (figura 3.24b) é submetido ao carregamento B, seguido do ensaio de tração. Em algumas condições de seqüência de carregamentos, tem-se observado que as curvas de tensão efetiva dos corpos de prova 1 e 2, após o pré-carregamento, apresentam formas distintas entre si e, também, em relação a curva tensão efetiva x deformação efetiva do material recozido.

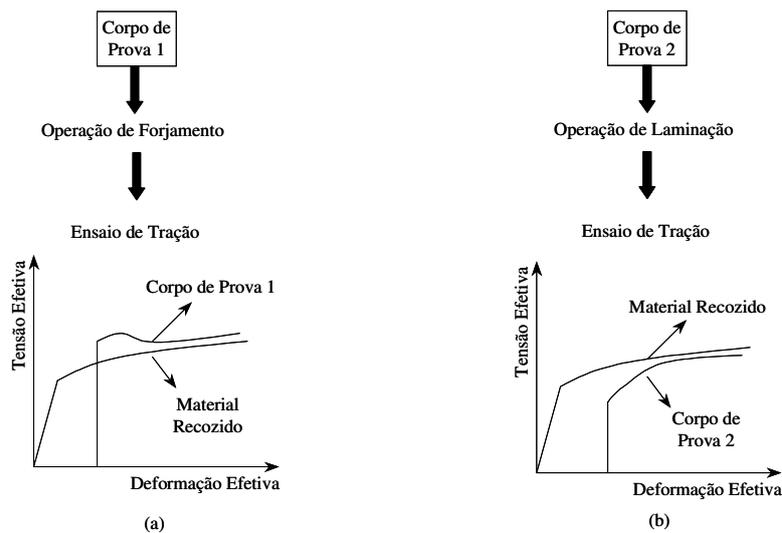


Figura 3.24 – Ilustração do efeito do caminho de deformação.

O termo efeito do caminho de deformação, dessa forma, está vinculado à alteração da curva de tensão efetiva dos metais, em função da seqüência de deformações sofridas pelo material.

Na literatura diversos trabalhos evidenciam o efeito do caminho de deformação em seqüências distintas de carregamento, a saber: pré-deformação no estado plano de deformação seguida de tração⁽⁴⁷⁾, diferentes seqüências de ensaios de tração e laminação⁽⁴⁸⁾, pré-deformação por tração ou compressão seguida do ensaio de fadiga⁽⁴⁹⁾. Nas pesquisas do efeito do caminho de deformação também é observado que, para a mesma seqüência de carregamentos, o encruamento depende da estrutura do material e da natureza da pré-deformação.

Conforme pode ser constatado nos resultados dos estudos descritos acima e em outros aqui não mencionados, o escoamento dos metais pré-deformados geralmente apresenta um dos seguintes transientes⁽⁵⁰⁾:

- Transiente positivo: tensão de escoamento elevada, seguida de uma redução da taxa de encruamento (ver figura 3.25);
- Transiente negativo: tensão de escoamento baixa, seguida de uma elevada taxa de encruamento (ver figura 3.25).

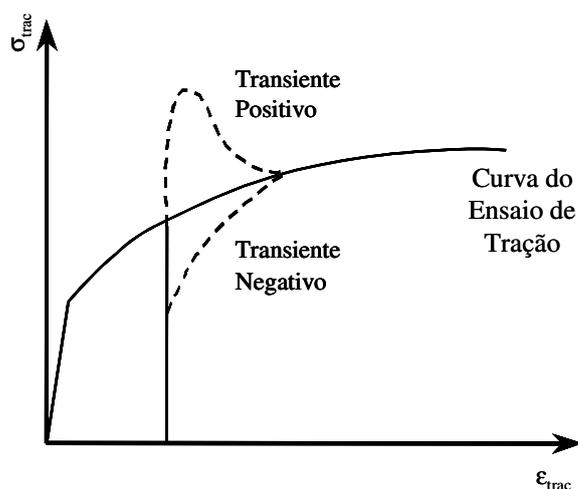


Figura 3.25 – Representação quantitativa dos tipos de transientes⁽⁵⁰⁾.

3.2.1.2.2. O Efeito do Caminho de Deformação na Trefilação

No caso da trefilação, o metal ao passar pela zona de deformação dentro da fieira está sujeito a diferentes caminhos de deformação e, dessa forma, é passível de ter suas características de encruamento alteradas. A figura 3.26 ilustra o caminho de deformação percorrido pelo material dentro da fieira. Na região I, o metal sofre um primeiro cisalhamento. Na região II, o metal passa a ser tracionado, cisalhado e comprimido. Finalmente, na região III, o metal sofre um último cisalhamento passando a ser apenas tracionado.

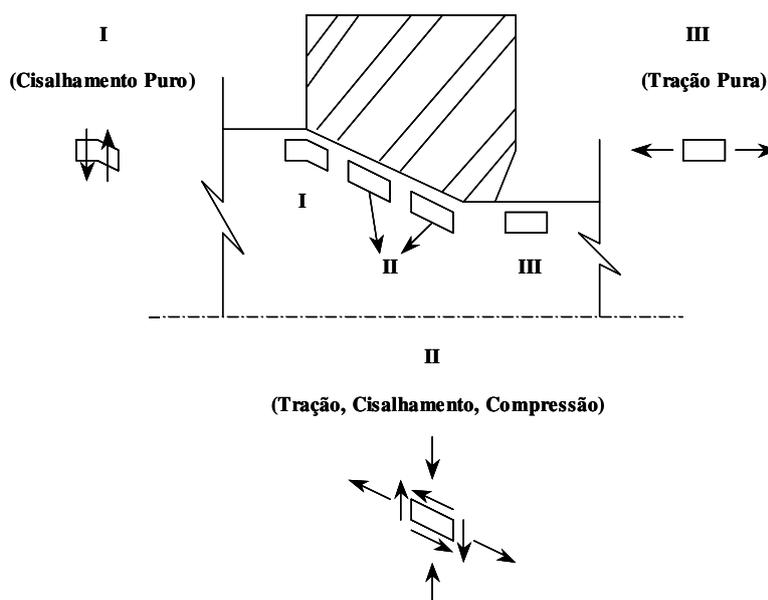


Figura 3.26 – Tipos de carregamento nas regiões da fieira.

Um estudo específico do caminho de deformação para o material trefilado, ou seja, a análise de uma seqüência de solicitações envolvendo o cisalhamento puro numa primeira etapa, seguido do cisalhamento em conjunto com a tração e a compressão numa segunda etapa e, finalmente, outro cisalhamento puro, ainda não foi objeto de pesquisa. Os trabalhos mencionados no item a seguir mostram seqüências de carregamentos puros (tração pura, cisalhamento puro, etc.) que envolvem solicitações também presentes no processo de trefilação.

3.2.1.2.3. Estudos do Efeito do Caminho de Deformação

O efeito da pré-deformação por tração na compressão de amostras de aço C22 foi analisado por SILLEKENS *et al.*⁽⁵¹⁾. A figura 3.27 ilustra o resultado obtido nessa análise. A fim de fornecer um parâmetro de comparação para os resultados, a curva de compressão do aço C22 recozido também foi locada nessa figura. Através do gráfico da figura 3.27, é possível perceber que a curva do material pré-deformado apresenta, desde o início, uma taxa de encruamento menor em relação à curva de compressão do material recozido e, por causa dessa diferença, ocorre a divergência entre as curvas. Dessa forma, a análise acima evidencia a ocorrência de um amaciamento do aço C22 no ensaio de compressão, quando pré-deformado por tração.

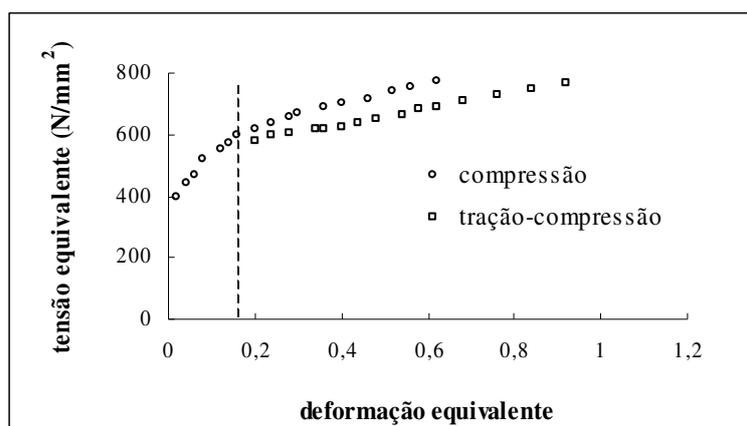


Figura 3.27 – Curvas tensão-deformação equivalentes para o aço C22 deformado por tração e submetido à compressão⁽⁵¹⁾.

Um estudo do efeito da torção cíclica na tração do aço baixo carbono e do latão foi desenvolvido por Corrêa *et al*⁽⁵²⁾. Para os experimentos foram utilizados corpos de prova de 3,10 mm de raio e 44,70 mm de comprimento. Essas amostras foram recozidas a vácuo em 1000 °C por 20 min, no caso do aço, ou em argônio em 600 °C por 40 min, no caso do latão. O resfriamento ocorreu dentro do forno até a temperatura ambiente. O valor da deformação total foi obtido somando-se à deformação média na seção transversal da amostra cisalhada o valor da deformação da obtida no ensaio de tração (ver figura 3.28).

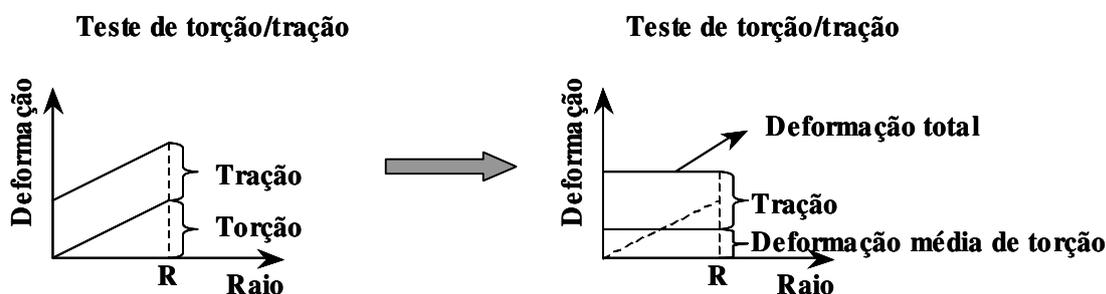
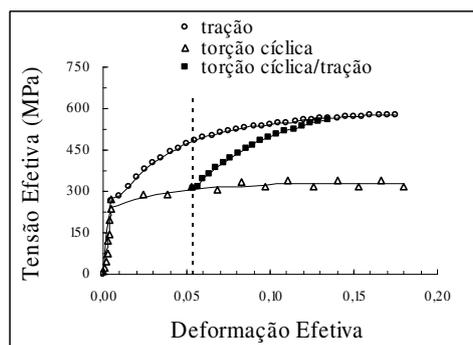
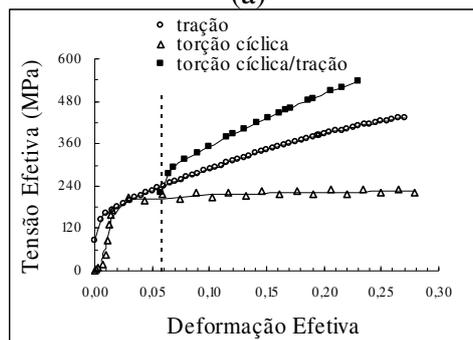


Figura 3.28 – Cálculo da deformação efetiva total⁽⁵²⁾.

Os resultados dessa análise são mostrados na figura 3.29. A figura 3.29a evidencia que a tensão limite de escoamento do aço pré-deformado ciclicamente é inferior à tensão limite de escoamento obtida na tração pura. Ainda para o aço, é possível observar uma taxa de encruamento que tende a estabilizar-se ao longo do ensaio de tração, fazendo com que a curva se aproxime da curva de tensão x deformação obtida na tração pura. Na figura 3.29b, a tensão limite de escoamento do latão pré-deformado ciclicamente também apresenta um valor inferior àquele da curva de tração pura, porém a taxa de encruamento parece assumir um valor constante ao longo do ensaio de tração, favorecendo a divergência entre as curvas. Esses resultados indicam que, para o aço (estrutura cristalina CCC), a estrutura de deslocamentos formada durante a deformação cíclica não se mantém estável durante o ensaio de tração. Entretanto, para o caso do latão (estrutura cristalina CFC), a deformação no ensaio de tração é influenciada pela estrutura de deslocamentos criadas na deformação cíclica, a qual contribui para o aumento da taxa de encruamento do material.



(a)



(b)

Figura 3.29 – Curvas de tensão efetiva x deformação efetiva do experimento de torção cíclica-tração (a) aço baixo carbono (b) latão⁽⁵²⁾.

O trabalho de Fernandes *et al*⁽⁵³⁾ avaliou o comportamento mecânico e a evolução da estrutura de deslocamentos de um policristal de cobre para dois caminhos de deformações, a saber: fadiga-tração, tração-fadiga. Os experimentos foram realizados com chapas de cobre com 10,0 mm de espessura, de alta condutividade, livre de oxigênio e com a pureza de 99.995%. Antes da realização dos ensaios, essas chapas foram recozidas, a fim de obter uma estrutura com tamanho de grão médio de 32 μ m. Em cada caminho de deformação analisado (fadiga-tração e tração-fadiga) foram adotados dois ângulos entre as direções dos vetores de deformação de cada carregamento, um de 0° e outro de 45°. As amostras submetidas à pré-deformação foram cortadas ao longo da direção normal à direção de laminação das chapas para os ensaios com o ângulo de 0° e, para os ensaios com ângulo de 45°, as amostras foram cortadas à 45° em relação à direção de laminação das chapas. As amostras dos carregamentos subsequentes foram retiradas das regiões centrais das amostras pré-deformadas, sendo a nova direção de carregamento sempre normal à direção de laminação das chapas. Nos testes de fadiga-tração, foram utilizadas três amplitudes de deformação plástica ϵ_{pl} : 6.0×10^{-4} , 1.5×10^{-3} e 3.0×10^{-3} . Para os testes de tração subsequentes, as amostras foram deformadas até 5% ou até a ruptura.

Nos experimentos de tração-fadiga, as amostras sofreram pré-deformações iniciais de 2, 5 e 10% e os subseqüentes testes de fadiga foram realizados nas mesmas amplitudes adotadas para os testes de fadiga-tração. Através dos resultados do comportamento mecânico do policristal de cobre, verificou-se que, nos testes de fadiga-tração, a pré-deformação por fadiga aumenta a tensão limite de escoamento do carregamento subseqüente de tração de forma significativa, sendo esse efeito mais pronunciado para os testes envolvendo o ângulo de 45° em relação aos de 0° (ver tabela III.6).

Tabela III.6 – Dados do teste fadiga-tração⁽⁵³⁾.

α_{ECD} (°)	ϵ_{pl}	σ_{esc} (Mpa)
0	-	20
0	$6,0 \times 10^{-4}$	145
0	$1,5 \times 10^{-3}$	135
0	$3,0 \times 10^{-3}$	154
45	$6,0 \times 10^{-4}$	178,9
45	$1,5 \times 10^{-3}$	182
45	$3,0 \times 10^{-3}$	206

Para os experimentos de tração-fadiga, percebeu-se que a quantidade de pré-deformação por tração influencia a taxa de encruamento inicial cíclica: quanto maior a pré-deformação maior a redução na taxa (ver tabela III.7). A influência da pré-deformação na tensão de saturação do carregamento de fadiga subseqüente mostrou-se insignificante (ver tabela III.7). A diferença entre os testes de 0° e 45° foi mais pronunciada em relação à tensão inicial atingida no início do carregamento de fadiga, não sendo observadas grandes diferenças nas tensões de saturação. As amplitudes das tensões no início dos testes de fadiga foram menores nos experimentos de 0° em relação aos de 45°.

Tabela III.7 – Dados do teste tração-fadiga⁽⁵³⁾.

α_{ECD} (°)	ϵ_p	σ_p (Mpa)	ϵ_{pl}	$\theta_{0,2}$ (Mpa)	σ_{sat} (Mpa)
-	-	-	$6,0 \times 10^{-4}$	195,4	100,8
-	-	-	$1,5 \times 10^{-3}$	264,4	126,2
-	-	-	$3,0 \times 10^{-3}$	305,9	146,4
0	0,02	78,1	$6,0 \times 10^{-4}$	89,8	126,7
0	0,05	117,5	$1,5 \times 10^{-3}$	42,2	98,8
0	0,1	177,9	$3,0 \times 10^{-3}$	-10	142,7
45	0,02	71,9	$6,0 \times 10^{-4}$	28,5	148,6
45	0,05	121,4	$1,5 \times 10^{-3}$	9,3	150,8
45	0,1	179,8	$3,0 \times 10^{-3}$	-96,5	157,8

Na avaliação da evolução da microestrutura, os testes de fadiga-tração evidenciaram que as estruturas de deslocamentos formadas durante a pré-deformação são retidas, quando a quantidade de deformação no carregamento subsequente não é extensa, apesar de serem encontradas linhas de deslocamentos entre as paredes de células de deslocamentos. Na condição de grandes deformações no segundo carregamento, as estruturas de deslocamentos tornam-se típicas das estruturas encontradas na tração pura. A diferença observada entre os testes de 0° e 45° foi pequena. Os testes de tração-fadiga mostraram que as estruturas de saturação de fadiga, para pré-deformações de tração pequenas (menor ou igual a 0,05), apontam para a destruição completa das estruturas de deslocamentos obtida na tração. Já na situação de maior pré-deformação (0,10), a estrutura de deslocamentos de tração permanece presente em alguns grãos, após a saturação. Nos experimentos de 45°, microbandas envolvidas na estrutura de deslocamentos puderam ser observadas; entretanto, a estrutura de deslocamentos que prevaleceram foram estruturas de células e paredes.

A influência da trefilação axissimétrica dos aços inoxidáveis 304 e 420 recozidos no comportamento à tração desses materiais foi avaliada por Corrêa *et al.* ⁽⁵⁴⁾. O comportamento mecânico desses aços na tração após a trefilação foi interpretado considerando os arranjos de discordâncias. Esses aços apresentam características distintas quanto à deformação. O aço inoxidável ferrítico 420 apresenta uma estrutura cristalina CCC cuja deformação ocorre por intenso escorregamento cruzado com o desenvolvimento de uma estrutura de células de discordâncias. Esse aço também contém muitos precipitados, o que propicia o surgimento de tensões inversas. O aço inoxidável austenítico 304 possui uma estrutura cristalina CFC de baixa energia de falha de empilhamento, sendo que sua deformação conduz à formação de arranjos de discordância planares, ocorrendo também a transformação de fase de austenita para martensita. O estudo consistiu das seguintes etapas: trefilação das amostras dos aços 304 e 420 recozidas em diferentes condições, tração de amostras da barra trefilada como um todo e de porcentagens variadas da barra, montagem das curvas tensão efetiva x deformação efetiva para as regiões de interesse da barra trefilada (camada central, superfície e barra completa), comparação das curvas obtidas anteriormente com as curvas de tração do material recozido. As condições de trefilação analisadas são descritas na tabela III.8. Os testes de tração para porcentagens da barra trefilada utilizaram amostras com diâmetros equivalentes a 75% e 50% do diâmetro final da

barra trefilada. As informações dos testes de tração das amostras com diâmetros de 50% e 75% foram utilizadas durante a montagem das curvas da camada central da barra e da superfície, respectivamente. A montagem das curvas envolveu, para cada região de interesse da barra, o cálculo de uma pré-deformação média sofrida pela região na trefilação, a qual foi acrescentada à deformação do teste de tração, para obtenção da curva final de tração efetiva x deformação efetiva da região em questão.

Tabela III.8 - Condições de trefilação analisadas⁽⁵⁴⁾.

Condição	Aço Inoxidável 420 Recozido		Aço Inoxidável 304 Recozido	
	Semi-ângulo	Redução	Semi-ângulo	Redução
1	20°	8%	20°	8%
2	3°	8%	3°	8%

A figura 3.30 mostra os resultados obtidos para as duas condições de trefilação do aço inoxidável 420 recozido.

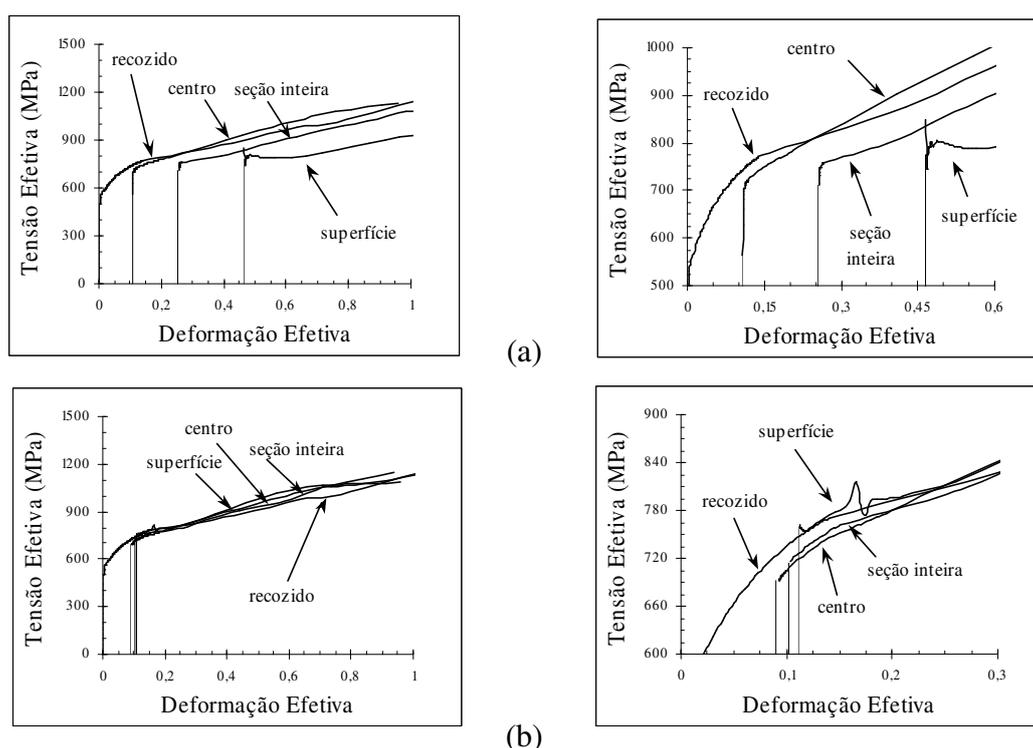


Figura 3.30 - Curvas de tensão efetiva x deformação efetiva para a seção inteira, parte central e superfície superpostas sobre a curva de tensão efetiva x deformação efetiva do aço inoxidável 420 recozido (a) $\alpha_{\text{tref}} = 20^\circ$ e $r = 8\%$ (b) $\alpha_{\text{tref}} = 3^\circ$ e $r = 8\%$ ⁽⁵⁴⁾.

Na figura 3.30.a, observa-se que as tensões de escoamento, para todas as regiões de interesse da barra, ficaram abaixo da tensão de escoamento para o material recozido. A região central apresentou um pequeno encruamento inicial acima do encruamento obtido para a tração do material recozido. Posteriormente, esse encruamento sofreu uma queda e praticamente igualou-se ao encruamento da tração pura. O encruamento inicial foi atribuído à estrutura de discordâncias criada na trefilação, a qual teria sido uma barreira ao movimento das discordâncias na tração posterior. A região da superfície da barra sofreu um pequeno amaciamento seguido de um encruamento pouco expressivo. De acordo com os autores, uma possível explicação para esse comportamento seria que a mudança do caminho de deformação da trefilação para a tração teria causado uma desestabilização da estrutura de discordâncias criadas na trefilação, caracterizando o processo de amaciamento. A deformação posterior seria responsável pela reestruturação das discordâncias e encruamento do material. A barra inteira apresentou uma tensão inicial de escoamento e uma taxa de encruamento inferiores aos mesmos valores observados na tração do material recozido. Para a trefilação de 3° (figura 3.30.b) a região central e a barra inteira apresentam comportamentos análogos ao da condição de 20°. A região da superfície apresenta um efeito da trefilação sobre o comportamento à tração bem menor se comparado com a condição de 20°. Esse fato é atribuído a menor severidade da deformação cisalhante na condição de 3° em relação à condição de 20°.

Os resultados para o aço inoxidável 304 recozido, condição de trefilação de 20° (figura 3.31.a), mostram que as tensões de escoamento das regiões central e da superfície são próximas à tensão de escoamento para a situação de tração pura, demonstrando uma possível ausência do efeito do caminho de deformação. Entretanto, para a região central, a deformação posterior é caracterizada com uma taxa de encruamento superior àquela da condição de tração do material recozido. Esse encruamento conduz a uma curva de tração efetiva x deformação efetiva situada acima da curva de tração pura. O comportamento da região central não foi atribuído a nenhum rearranjo da estrutura de discordâncias criada na trefilação. A superfície exibe um amaciamento inicial seguido por um forte encruamento, que conduz a respectiva curva acima da curva de tração. O comportamento da superfície, assim como no aço 420, foi atribuído a uma possível reestruturação do arranjo de discordâncias criado durante a trefilação. A barra inteira apresenta uma tensão inicial de escoamento e uma taxa de encruamento superiores aos mesmos valores observados na tração do material recozido. Os resultados da condição

de trefilação de 3° são mostrados na figura 3.31.b. Nesta figura, percebe-se que o efeito do caminho de deformação na respectiva condição é menos pronunciado que para a condição de 20°. É interessante notar que, para a superfície, um pequeno transiente no início do ensaio de tração ainda persiste, caracterizado pela tensão limite de escoamento superior à tensão observada na tração.

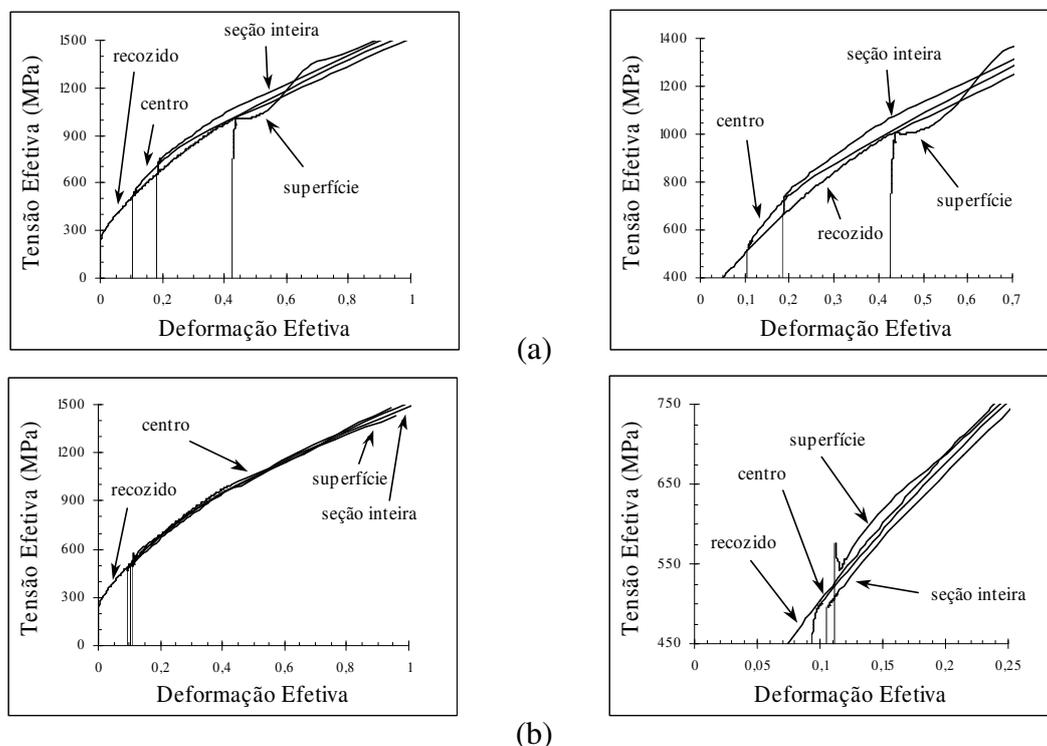


Figura 3.31 - Curvas de tensão efetiva x deformação efetiva para a seção inteira, parte central e superfície superpostas sobre a curva de tensão efetiva x deformação efetiva do aço inoxidável 304 recozido (a) $\alpha_{ref} = 20^\circ$ e $r = 8\%$ (b) $\alpha_{ref} = 3^\circ$ e $r = 8\%$ ⁽⁵⁴⁾.

3.2.2. Modelos para Descrição do Encruamento dos Metais

Nos trabalhos sobre a modelagem do encruamento dos metais, é possível perceber duas linhas de pesquisa: modelos fenomenológicos e modelos mistos. Os modelos fenomenológicos buscam definir parâmetros que representam o comportamento médio dos metais durante o seu encruamento, utilizando para esse fim testes convencionais de tração, compressão, torção em máquinas de ensaios universais. Os modelos mistos associam aos parâmetros anteriores informações sobre a evolução microestrutural do metal durante a deformação.

A seguir, as idéias de cada linha pesquisa são ilustradas, em linhas gerais, através de trabalhos desenvolvidos nessas áreas.

3.2.2.1. Modelos Fenomenológicos

No modelo fenomenológico de FERNANDES *et al.*⁽⁵⁵⁾, uma nova equação para modelar o escoamento de metais pré-deformados foi desenvolvida, a partir da equação de Swift:

$$\sigma = k'(\varepsilon_0 + \varepsilon)^{n'} \quad (3.14)$$

onde k' , ε_0 e n' são constantes experimentais, definidas através do ensaio de tração do metal recozido sendo analisado. A nova equação é semelhante à equação (3.14), sendo a diferença básica entre elas a introdução de um parâmetro considerando o efeito da mudança do caminho de deformação. As constantes definidas para a equação (3.14) permanecem as mesmas na nova equação. Após as devidas manipulações matemáticas, a nova equação pode ser descrita através da fórmula:

$$\sigma^* = k' \left[\left(\frac{\sigma_{be}}{\sigma_{ref}} \right)^{\frac{1}{n'}} (\varepsilon_0 + \varepsilon_p) + \frac{(\varepsilon_0 + \alpha'n') - \left(\frac{\sigma_{be}}{\sigma_{ref}} \right)^{\frac{1}{n'}} (\varepsilon_0 + \varepsilon_p)}{(\alpha'n' - \varepsilon_p)} \varepsilon^* \right]^{n'} \quad (3.15)$$

onde o asterisco indica a tensão e deformação no recarregamento e os significados dos símbolos σ_{be} , σ_{ref} , ε_p e $\alpha'n'$ podem ser vistos na figura 3.32.

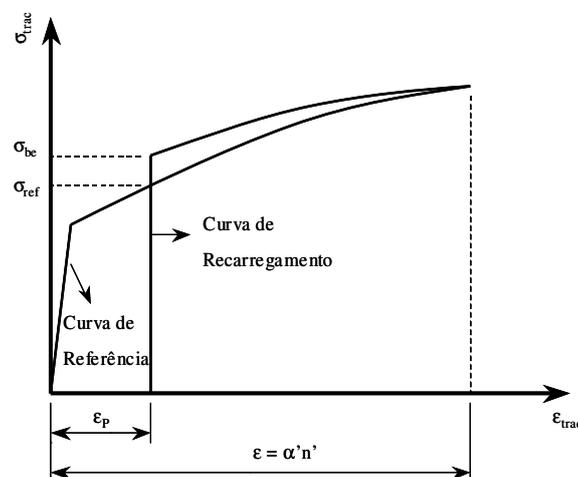


Figura 3.32 - Gráfico com as curvas de referência e do recarregamento⁽⁵⁵⁾.

O modelo proposto foi avaliado para chapas de cobre e aço baixo carbono. Para o cobre, os caminhos de deformação utilizados foram seqüências de ensaios de tração uniaxiais (T-T), em diferentes ângulos (15, 30, 45, 60, 75 e 90°), e laminação seguida de tração uniaxial, com o sentido de tração normal e paralelo à direção de laminação. Para o aço baixo carbono, as seqüências utilizadas foram tração-tração (T-T), em ângulos de 45 e 90°, e deformação plana-tração uniaxial (PS-T), sendo a direção do segundo carregamento normal e paralela ao primeiro carregamento. A validação do modelo verificou o comportamento da nova equação em três situações: confronto entre as curvas de tensão verdadeira x deformação verdadeira das amostras submetidas aos caminhos de deformação descritos acima com as curvas obtidas pela equação (3.15), análise do surgimento de deformação localizada logo após o recarregamento no ensaio de tração das amostras pré deformadas e deformação uniforme residual para as amostras que não apresentaram deformação localizada logo após o recarregamento.

Nas três situações verificadas para validação do modelo proposto (equação (3.15)), os resultados analíticos aproximaram-se dos resultados experimentais, tanto para as amostras de cobre quanto para as de aço baixo carbono. Esse fato é demonstrado na figura 3.33, para a situação de verificação das curvas de tensão verdadeira x deformação verdadeira experimentais e analíticas de algumas amostras de cobre. Um ângulo de 45° foi utilizado entre os dois ensaios de tração e foram adotados os valores de pré-deformação (ϵ_p) de 0,06 e 0,15. Através da figura é possível verificar que o modelo descreve bem o comportamento do cobre pré deformado. Os resultados para as outras verificações seguiram um comportamento semelhante ao da figura 3.33, ou seja, uma descrição satisfatória do comportamento das amostras pré deformadas, do cobre e do aço baixo carbono.

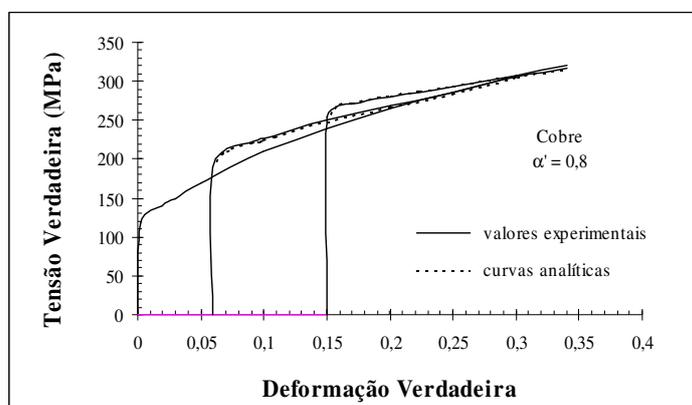


Figura 3.33 - Gráfico com as curvas do cobre⁽⁵⁵⁾.

A equação (3.15) pode modelar o comportamento de metais no recarregamento em caminhos complexos de deformação, bastando que sejam definidos, experimentalmente, os parâmetros k' , ϵ_0 , n' , σ_{be} , σ_{ref} , e α' . O uso dessa equação, porém, é restrito aos metais que apresentam um transiente positivo e para modelagens que seguem o encruamento isotrópico descrito pela lei de Swift.

Baid *et al.*⁽⁵⁶⁾ propuseram um modelo para definição da tensão de fluxo em várias condições de taxa de deformação e temperatura, voltado para a modelagem analítica da trefilação de aços inoxidáveis austeníticos com reduzida formação de martensita durante sua deformação. O passo inicial do modelo consiste em obter o valor médio σ_a , a partir das tensões de escoamento do metal antes da trefilação (σ_{1a}) e após a trefilação (σ_{2a}), sendo estas calculadas no ensaio de tração realizado a temperatura ambiente e taxa de deformação da ordem de $10^{-3}s^{-1}$. Em seguida, a correção da tensão média σ_a em função da taxa de deformação da condição de trefilação analisada é realizada através da equação:

$$\sigma_b = \sigma_a E^{ms} \quad (3.16)$$

onde E representa a razão entre a taxa da condição de trefilação analisada e a taxa do ensaio de tração ($10^{-3}s^{-1}$); m é o coeficiente da taxa de deformação, obtido na literatura. O valor final da tensão de escoamento é fornecido pela correção da tensão σ_b em função da temperatura da condição de trefilação analisada através da equação:

$$\sigma_f = \sigma_b - B_T(T_{wd} - T_{tt}) \quad (3.17)$$

onde T_{wd} e T_{tt} representam respectivamente a temperatura real na trefilação e a temperatura no ensaio de tração de definição das tensões σ_{1a} e σ_{2a} ; B equivale a um fator de correção da temperatura obtido da literatura. A aplicação do procedimento acima para o aço inoxidável T304 é ilustrada nos resultados da figura 3.34, onde os valores de σ_a , da temperatura e taxa durante a tração foram 1000 MPa, 20 °C e $10^{-3}s^{-1}$.

Uma alternativa aos ensaios de tração, compressão e torção utilizados para determinação dos parâmetros nos modelos macro-mecânicos tem sido a utilização da técnica numérica denominada método inverso^(57,58). Nesse método, através de um processo iterativo de minimização de uma função custo, os parâmetros macro-mecânicos que descrevem o encruamento do metal são definidos.

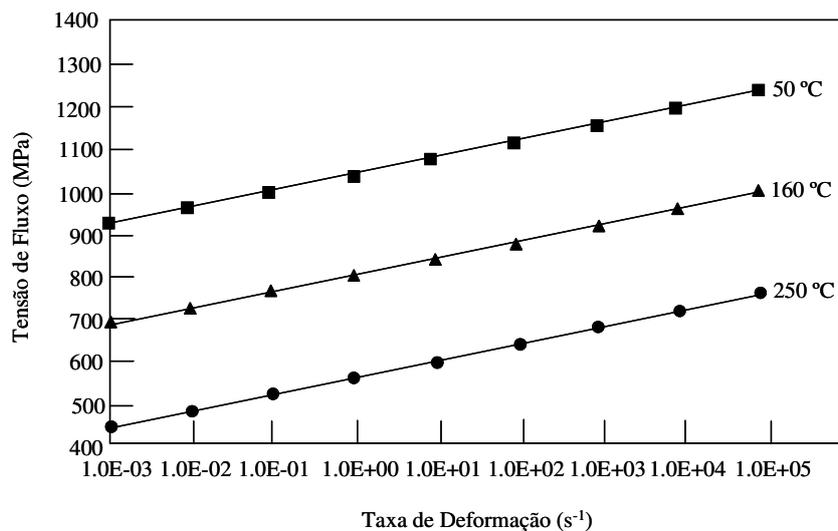


Figura 3.34 – Tensão de fluxo do aço inoxidável T304 em função da taxa de deformação e da temperatura⁽⁵⁶⁾.

Os passos envolvidos no método inverso são:

- Solução numérica do problema analisado;
- Elaboração da função custo;
- Análise de sensibilidade;
- Minimização da função custo.

A solução numérica consiste em aplicar o método de elementos finitos para o problema objeto da análise. A formulação aplicada deve utilizar os parâmetros macro-mecânicos que definem o escoamento do metal. Após a resolução numérica por elementos finitos, os valores numéricos das variáveis de carga, tensão, deformação entre outras são estabelecidos para um conjunto de parâmetros iniciais.

A função custo é elaborada utilizando os resultados numéricos do passo anterior e os resultados experimentais, sendo estes obtidos na operação real de conformação. Essa função é descrita em termos da diferença entre os resultados numéricos e experimentais de alguma variável de saída do problema (carga, tensão, deformação, entre outras).

Geralmente, a variável escolhida para elaboração da função custo é a carga utilizada para realização da operação analisada.

A análise da sensibilidade visa indicar qual parâmetro macro-mecânico tem maior influência nos resultados numéricos, ou seja, qual parâmetro provoca uma maior variação dos resultados. Essa análise é feita derivando-se o processo de solução numérica em relação a cada parâmetro macro-mecânico.

Na minimização da função custo, os parâmetros macro-mecânicos são ajustados, até que a diferença entre os resultados numérico e experimental da variável de saída seja satisfatória.

Nos trabalhos de Ghouati *et al.*⁽⁵⁷⁾ e Forestier *et al.*⁽⁵⁸⁾, respectivamente, o ajuste dos parâmetros descrevendo o encruamento do metal no ensaio de tração e no ensaio de compressão foi realizado utilizando o método inverso, sendo a variável de saída escolhida para elaboração da função custo a carga utilizada nos ensaios. Os parâmetros ajustados em Ghouati *et al.*⁽⁵⁷⁾ representam os coeficientes σ_{yv} , Q e b_v da equação da tensão de fluxo de Voce:

$$\sigma_f = \sigma_{yv} + Q(1 - \exp(-b_v \bar{\epsilon}^p)). \quad (3.18)$$

Em Forestier *et al.*⁽⁵⁸⁾, os parâmetros ajustados k , β , n e m_f representam os coeficientes da equação da tensão de fluxo:

$$\sigma_f = k \exp\left(\frac{\beta}{T}\right) \bar{\epsilon}^n \bar{\epsilon}^{m_f}. \quad (3.19)$$

As funções custo adotadas em Ghouati *et al.*⁽⁵⁷⁾ e Forestier *et al.*⁽⁵⁸⁾ foram, respectivamente:

$$S(p) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^{N_m} \sum_{j=1}^{N_t} [r_{i,j}(u_t(p))]^2 + \sum_{j=1}^q \frac{w_j}{R_j(p)} \quad (3.20)$$

$$\phi(\lambda) = \frac{\sum_{i=1}^{i=NbMeas} |D_i^{comp}(\lambda) - D_i^{exp}|^2}{\sum_{i=1}^{i=NbMeas} D_i^{exp}^2}. \quad (3.21)$$

Em (3.20), p representa o vetor de parâmetros a serem identificados, N_m corresponde ao número de medidas da variável de saída feitas no tempo discretizado N_t , $r_{i,j}$ descreve a diferença entre a variável de saída numérica e a experimental, $R_j(p)$ são restrições estabelecidas para os parâmetros p e w_j representam constantes positivas. Na equação

(3.21), o vetor de parâmetros é representado por λ , NbMeas indica o número de medidas da variável de saída e os termos em D representam a variável de saída computada (comp) e medida (exp).

Os valores iniciais e finais dos parâmetros utilizados nos trabalhos mencionados bem como o número de iterações necessárias para convergência desses valores são mostrados nas tabelas III.9 e III.10.

Tabela III.9 - Parâmetros ajustados em Ghouati *et al.*⁽⁵⁷⁾.

Parâmetro	Inicial	Identificado	Iterações
σ_{yv}	166,21	151,5	5
Q	190,25	171,2	5
b_v	13,16	14,26	5

Tabela III.10 - Parâmetros ajustados de Forestier *et al.*⁽⁵⁸⁾.

Parâmetro	Inicial	Identificado	Iterações
k	500	858,85	6
β	5000	6249,6	6
n	0,05	0,2011	6
m_f	0,4	0,1997	6

3.2.2.2. Modelos Mistos

Os modelos mistos dedicados aos metais CCC são divididos em dois grupos, de acordo com a temperatura de trabalho do metal. Em condições acima da temperatura atômica T_a , os modelos são estruturados sob a consideração que a microestrutura é representada por blocos de células^(59,60,61) e, para condições abaixo da temperatura crítica T_c , os modelos admitem que a microestrutura é formada por linhas de discordâncias com segmentos em hélice e aresta as quais interagem entre si⁽⁶²⁾, porém sem a mobilidade observada acima da temperatura atômica. O texto a seguir utiliza os artigos de Van Houte *et al.*^(59,61,62) e Tang *et al.*⁽⁶²⁾, a fim de ilustrar os modelos mencionados. Nesses

artigos, os modelos não são apresentados de forma clara, e assim apenas suas idéias principais serão comentadas.

Em VAN HOUTTE *et al.*^(59,60,61), um modelo prevendo o encruamento do aço IF a partir de parâmetros macro-mecânicos e de aspectos relacionados à evolução microestrutural foi proposto, para fins de simulações numéricas (formulações de elementos finitos). A elaboração do modelo envolveu as seguintes etapas:

- Levantamento das características das curvas experimentais de tensão x deformação;
- Análise das mudanças microestruturais durante a deformação;
- Definição das variáveis internas e equações constitutivas do modelo (equações de evolução das variáveis internas).

O levantamento das características de deformação do aço IF foi avaliado nos seguintes testes experimentais: (1) cisalhamento monotônico, (2) cisalhamento inicial de 10% seguido de cisalhamento no sentido oposto, (3) cisalhamento inicial de 30% seguido de cisalhamento no sentido oposto, (4) tração inicial de 10% seguida de cisalhamento no mesmo sentido da tração, (5) tração inicial de 20% seguida de cisalhamento no mesmo sentido da tração. A figura 3.35 ilustra qualitativamente os resultados obtidos pelos autores.

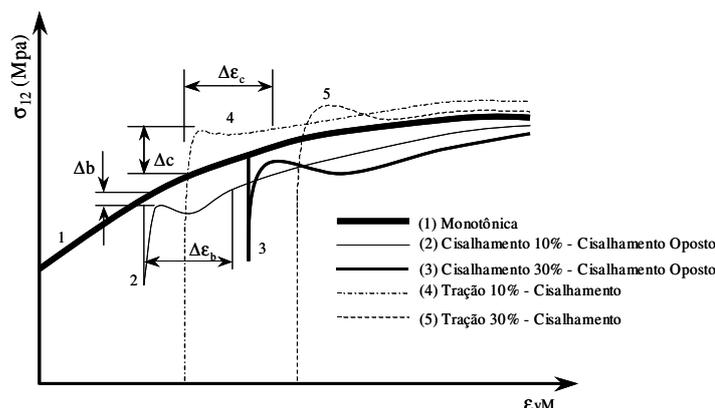


Figura 3.35 – Gráfico qualitativo do comportamento do IF em testes experimentais^(59,60).

Um primeiro ponto observado nos resultados dos testes foi a questão do efeito Bauschinger para as curvas 2 e 3 da figura 3.35. Esse efeito diz respeito à queda da

tensão de escoamento após o recarregamento da amostra, representado na figura 3.35 pelo termo Δb . A intensidade da queda da tensão de escoamento mostrou não ser muito sensível à intensidade da pré deformação. Também para as curvas 2 e 3, definiu-se outro parâmetro ($\Delta \epsilon_b$) que estabelece a deformação inversa no recarregamento até o momento em que a taxa de encruamento do segundo carregamento iguala-se à taxa de encruamento do cisalhamento monotônico. Para os testes onde os tensores de taxa de deformação foram perpendiculares (testes (4) e (5)), percebeu-se a ocorrência de um efeito cruzado, mais especificamente um aumento da tensão de escoamento caracterizado na figura 3.35 pelo símbolo Δc . Após esse aumento, foi constatado um amaciamento do material durante a deformação $\Delta \epsilon_c$. Uma característica evidenciada nos testes realizados foi que a mudança do caminho de deformação introduz apenas mudanças transientes nas curvas de tensão x deformação, ou seja, os efeitos resultantes dos testes realizados parecem desaparecer, com as curvas do segundo carregamento tendendo para a curva monotônica característica do segundo modo de deformação.

A análise das mudanças microestruturais mostrou que, para o teste monotônico, as discordâncias tendem a mover-se sobre os planos contendo os sistemas de escorregamento mais solicitados. Após uma determinada quantidade de deformação, percebe-se que a estrutura de discordâncias evolui para um estado constante, sendo esse estado caracterizado por duas famílias de fronteiras de bloco de células (CBBs), conforme ilustra a figura 3.36. No caso dos cristais CCC, essas famílias de fronteiras ocorrem paralelas à família de planos $\{110\}$. Entre as CBBs muitas discordâncias são armazenadas nas fronteiras das células (CBs).

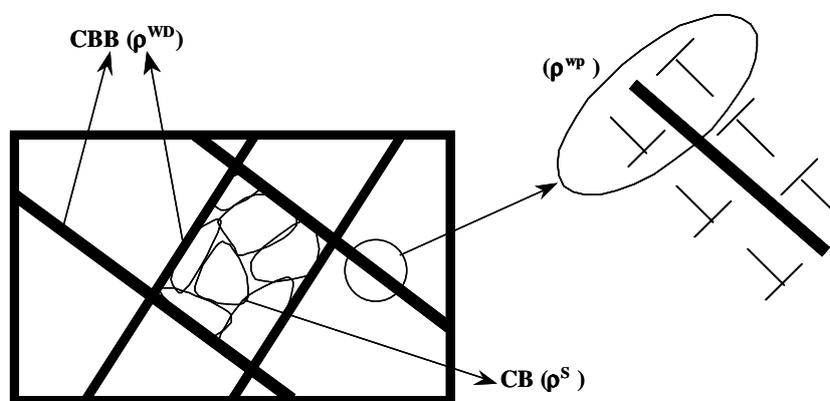


Figura 3.36 – Microestrutura observada para o teste monotônico^(59,60).

Para os testes envolvendo a mudança do caminho de deformação, ficou evidente que essa alteração do modo de deformação foi responsável pela dissolução parcial ou completa da estrutura de discordâncias formada no primeiro carregamento e pela criação de uma nova estrutura. Essa nova estrutura é criada para facilitar o modo de deformação corrente através da mínima dissipação de energia. Essas alterações da microestrutura são responsáveis pelos transientes apresentados na figura 3.35. Nos testes de cisalhamento inverso, os sistemas de escorregamento ativos no primeiro modo de deformação continuam a trabalhar no segundo modo, porém operando no sentido oposto. A região M-B da curva tensão x deformação desses testes (ver figura 3.37) é atribuída ao empilhamento instável de discordâncias nas impurezas e fronteiras dos grãos, o qual desaparece rapidamente após a inversão do sentido de cisalhamento. No final da região M-B, verifica-se uma redução da tensão de escoamento do teste com cisalhamento inverso em relação ao teste monotônico, a qual é associada à queda da densidade de discordâncias após a inversão do carregamento. O segmento B-C da curva tensão x deformação na figura 3.37 é relacionado à desintegração parcial da estrutura de discordância (CBBs e CBs) formadas no primeiro carregamento. A partir do ponto D, a nova estrutura de discordâncias começa a ser formada e se inicia o encruamento do material correspondente ao modo corrente de deformação.

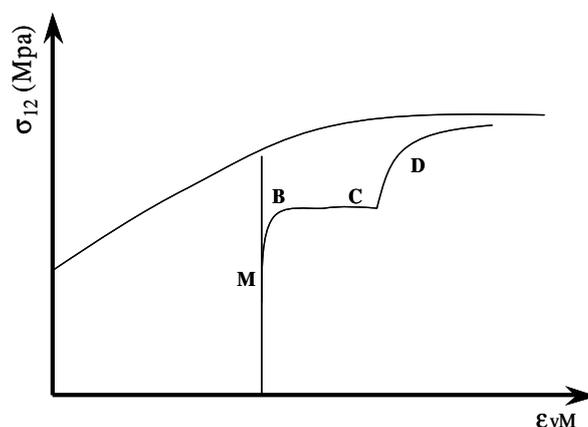


Figura 3.37 – Transiente apresentado para os testes com inversão do sentido de cisalhamento⁽⁵⁹⁾.

Nos testes envolvendo tração seguida de cisalhamento, os sistemas de escorregamento do primeiro modo de deformação tornam-se latentes no recarregamento e novos sistemas de escorregamento são ativados. O deslizamento sobre esses novos sistemas sofre uma alta resistência da estrutura de discordâncias inicial (CBBs) que age como

barreira ao deslizamento nesses sistemas. Após uma pequena deformação no novo modo de deformação, o desenvolvimento de microbandas torna-se evidente, sendo elas aproximadamente paralelas ao plano de escorregamento mais ativo do segundo modo. Essas microbandas são responsáveis pela rápida formação de uma nova estrutura de CBBs, uma vez que, ao cortarem as antigas CBBs, funcionam como corredores para o transporte de discordâncias sobre os planos de escorregamento mais ativos do modo corrente de deformação. Com o aumento da deformação, mais bandas de deformação são geradas e, conseqüentemente, uma maior dissolução da velha estrutura de discordâncias ocorre.

Em função das observações feitas nas duas primeiras etapas do modelo, as seguintes variáveis internas foram definidas:

- Densidade de discordâncias imóveis armazenadas nas CBs, definida pelo símbolo ρ^s (ver figura 3.36);
- Densidade de discordâncias imóveis armazenadas nas CBBs, definida pelo símbolo ρ^{wd} (ver figura 3.36);
- Densidade de discordâncias direcionalmente móveis associadas com as CBBs, definida pelo símbolo ρ^{wp} (ver figura 3.36).

As equações constitutivas dessas variáveis representam equações de balanço do armazenamento e aniquilação de discordâncias para cada variável interna e elas são utilizadas na definição da equação constitutiva da tensão de cisalhamento crítica do sistema de escorregamento ativo. A equação constitutiva da tensão de cisalhamento crítica é definida como:

$$\tau_s^c = \tau^0 + \tau_s^0 + \sum_{i=1}^6 Gb \left(\left\langle \sqrt{\text{abs}(\rho_i^{wp})} \mathbf{u}_s^b \cdot \mathbf{u}_i^w \text{sign}(\rho_i^{wp}) \right\rangle + \sqrt{\rho_i^{wd} \text{abs}(\mathbf{u}_s^b \cdot \mathbf{u}_i^w)} \right) \quad (3.22)$$

sendo τ^0 um parâmetro representando outros aspectos relacionados a microestrutura não considerados pelas variáveis internas estabelecidas, τ_s^0 a contribuição relativa à densidade de discordâncias ρ^s , G o módulo de cisalhamento, b o vetor de burgers associado ao sistema de escorregamento ativo e, finalmente, os símbolos \mathbf{u}_s^b e \mathbf{u}_i^w os

vetores unitários associados com a direção de escorregamento no sistema s de escorregamento e com a direção normal às CBBs, respectivamente. A densidade de discordâncias direcionalmente móveis ρ^{wp} possui um sinal para representar o tipo de discordância armazenada sobre cada lado da fronteira (ver figura 3.36), justificando assim a utilização das funções $\text{abs}(\)$ e $\text{sign}(\)$ para essa variável na equação 3.22.

Utilizando a equação (3.22), a superfície de escoamento de cada cristal pode ser definida, e um modelo numérico capaz de prever o encruamento de cada cristal elaborado, adotando a definição de deformação e tensão efetivas de von Mises.

No modelo proposto por Tang *et al.*⁽⁶²⁾, os autores consideram que o encruamento do metal está relacionado com a interação das linhas de discordâncias presentes no metal, sendo essas interações responsáveis pela formação de junções, as quais dificultam a deformação plástica do metal (ver figura 3.38). Com o aumento da tensão externa aplicada, as junções podem romper-se e a discordância caminhar até encontrar outro obstáculo (discordância). O modelo também considera que o movimento das linhas de discordâncias é dependente da temperatura, sendo a velocidade dessas discordância inferior àquelas observadas no modelo anterior.

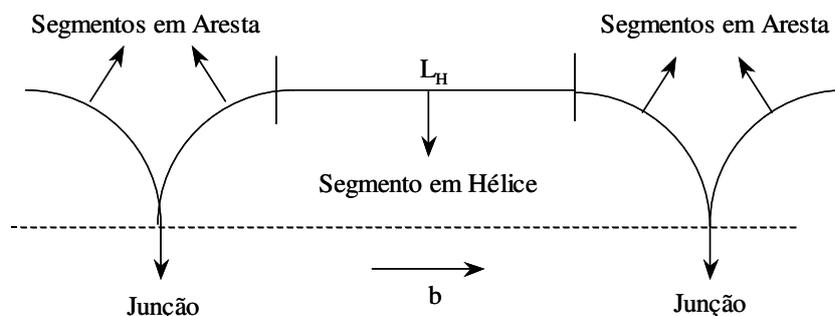


Figura 3.38 - Formação de junções devido à interação de discordâncias⁽⁶²⁾.

Em função das considerações acima, as seguintes variáveis internas são definidas: velocidade de deslocamento das discordâncias; tensão de linha atuando no segmento de hélice da discordância e delta de encruamento.

A velocidade de deslocamento das discordâncias é definida pela proporcionalidade:

$$v_d \propto L \exp\left(-\frac{\Delta H(\tau)}{k_b T}\right) \quad (3.23)$$

onde L representa o comprimento em hélice da discordância, ΔH é a energia de ativação para a formação de "kink-pair", τ equivale à tensão efetiva, k representa a constante de Boltzmann e T é a temperatura absoluta.

A tensão de linha é obtida a partir da equação:

$$\tau_L = -\frac{k_b \mu b}{L_H} \quad (3.24)$$

onde μ e b representam respectivamente o módulo de cisalhamento e o vetor de Burgers. O parâmetro k é descrito pela equação:

$$k_b = \frac{1}{4\pi(1-\nu)} \left[\ln\left(\frac{2X_1}{b}\right) + \ln\left(\frac{2X_2}{b}\right) + \frac{3-2\nu}{2(1-\nu)} \right] \quad (3.25)$$

onde X_1 e X_2 são os comprimentos dos dois segmentos adjacentes ao segmento em hélice da discordância e ν representa o coeficiente de Poisson.

Após a definição de algumas variáveis relacionadas a um estado de referência e a manipulação das equações 3.23 e 3.24, o incremento de encruamento $\Delta\tau$ é fornecido pela equação:

$$\Delta\tau = S_o \ln\left(\frac{L_o}{L_H}\right) + \tau_L \quad (3.26)$$

onde S_o e L_o equivalem respectivamente à sensibilidade a taxa de deformação e ao comprimento do segmento em hélice da discordância, ambos definidos no estado de referência.

A equação 3.26 fornece as informações necessárias para atualização da superfície de encruamento do metal, possibilitando assim a elaboração de um código numérico que avalie o comportamento do metal durante sua deformação na temperatura de trabalho em questão.

É interessante ressaltar que os modelos de Van Houte *et al.*^(59,60,61) e Tang *et al.*⁽⁶²⁾ foram avaliados respectivamente em combinações de ensaios mecânicos convencionais (tração, cisalhamento) e no ensaio de cisalhamento puro. Nenhum estudo foi realizado utilizando os modelos para prever o comportamento do metal em uma operação de conformação: forjamento, trefilação, estampagem, dentre outras.

Tendo em vista as informações anteriores, para o presente trabalho, fez-se a opção pela descrição do encruamento do aço inoxidável 420 recozido através de um modelo fenomenológico. Essa escolha foi guiada por fatores como: pouca familiaridade com a teoria envolvida nos modelos mixtos, tanto do ponto de vista metalúrgico quanto numérico; tempo para realização do trabalho. O ponto chave do modelo escolhido está relacionado com a obtenção de diferentes curvas de tensão efetiva x deformação efetiva ao longo da seção transversal da barra a ser trefilada, a partir de uma relação entre a microdureza Vickers x tensão efetiva do aço inoxidável 420. Os detalhes sobre a obtenção das curvas são fornecidos no item metodologia.

3.3. Relação entre Dureza/Microdureza x Tensão de Fluxo

3.3.1. Hipóteses sobre o Comportamento da Relação entre Dureza/Microdureza x Tensão de Fluxo

Antes de comentar sobre a relação entre dureza/microdureza x tensão de fluxo, é interessante mencionar as hipóteses encontradas na literatura sobre essa relação.

Em Polakowski *et al.*⁽⁶³⁾, amostras pré-deformadas de aços baixo, médio e alto carbono foram submetidas a grandes deformações no sentido oposto àquele do primeiro carregamento, a fim de verificar o comportamento entre dureza Vickers e tensão de fluxo.

A primeira conclusão do trabalho evidenciou a questão do efeito Bauschinger (ver figura 3.39). De acordo com o gráfico da figura 3.39, foi verificado que o efeito era mais acentuado para aços alto carbono.

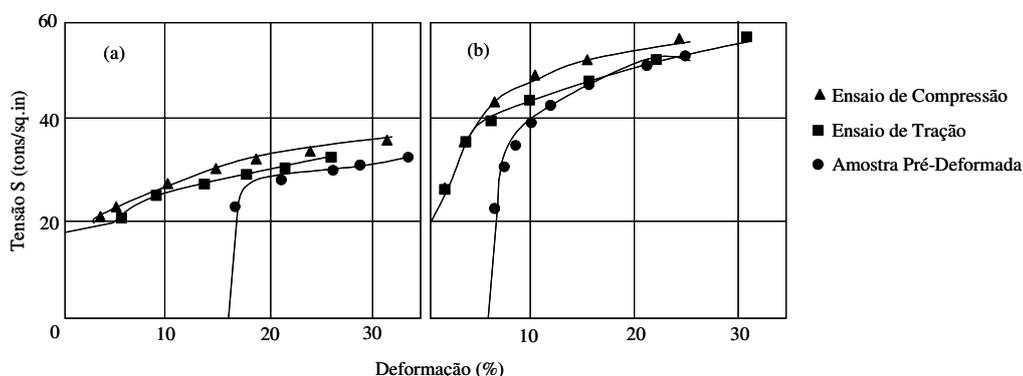


Figura 3.39 – Efeito Bauschinger: a) aço baixo carbono (007r) pré-deformado de 16.3% à compressão e posteriormente tracionado, b) aço alto carbono (088a) pré-deformado de 6.3% à compressão e posteriormente tracionado⁽⁶³⁾.

Na seqüência do estudo, comparando a relação entre dureza Vickers x tensão de fluxo para amostras submetidas somente à tração ou compressão, constatou-se que, ao contrário da relação entre tensão efetiva x deformação efetiva (ver figura 3.39), a relação dureza Vickers x tensão de fluxo apresentava curvas de compressão abaixo das curvas de tração (ver figura 3.40) e que o efeito era mais acentuado para os aços alto

carbono. Outro aspecto importante evidenciado na análise foi o crescimento contínuo da dureza Vickers com o aumento da tensão de fluxo.

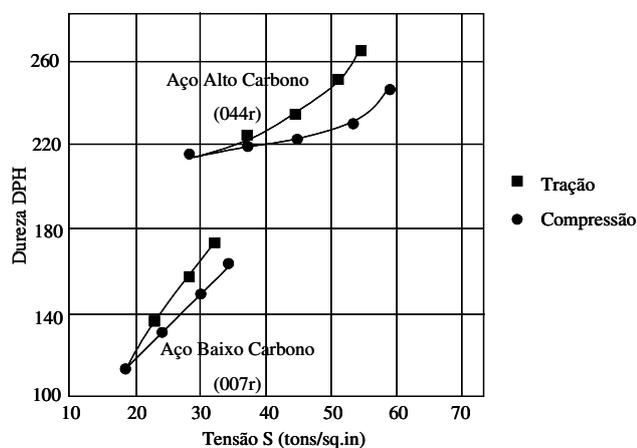


Figura 3.40 – Curva de dureza Vickers x tensão de fluxo das amostras tracionadas ou comprimidas⁽⁶³⁾.

Concluindo o estudo sobre os aços baixo, médio e alto carbono, amostras pré-deformadas à tração foram comprimidas e as respectivas curvas de dureza Vickers x tensão de fluxo analisadas (ver figura 3.41). O gráfico da figura 3.41 mostrou que os valores iniciais da dureza e tensão de fluxo eram inferiores àqueles observados no final da tração, evidenciando o amaciamento do material no início do carregamento de compressão. As análises das amostras também mostraram que o efeito acima era mais acentuado para aços com o teor de carbono entre 0,5 e 1,0%.

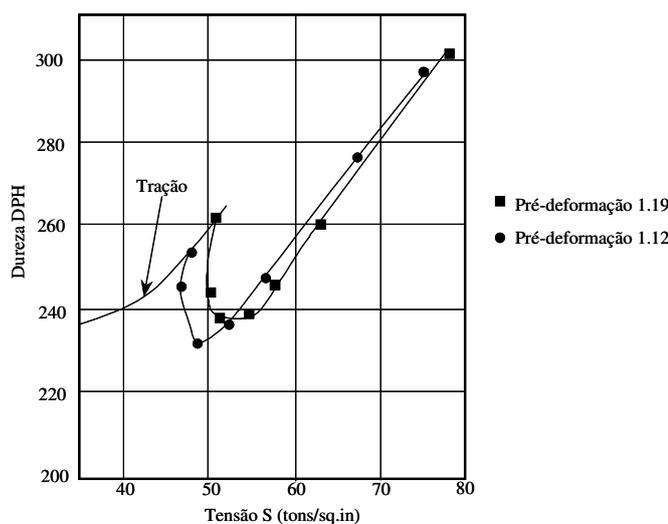


Figura 3.41 – Curva de dureza Vickers x tensão de fluxo das amostras de aço 1.15% C pré-deformadas⁽⁶³⁾.

Dessa forma o trabalho de Polakowski mostra que a dureza Vickers tende a acompanhar o valor da tensão de fluxo. Nos casos onde não ocorre inversão do sentido de carregamento, as duas grandezas aumentam continuamente. Nas situações com inversão de carregamento, inicialmente, existe uma queda dessas grandezas que, posteriormente, aumentam de forma contínua.

No trabalho de Robinson *et al.*⁽⁶⁴⁾, a relação entre microdureza Vickers e deformação efetiva foi analisada e, indiretamente, conclusões significativas sobre a relação entre microdureza Vickers e tensão de fluxo foram estabelecidas.

Nessa pesquisa, uma amostra de aço com 0,21% de carbono sofreu uma extrusão com uma redução de área de 30% e semi-ângulo de 45°. A amostra a ser extrudada inicialmente foi partida ao meio e uma malha impressa em uma das metades. Durante a extrusão, o ensaio foi interrompido e medidas de deformação efetiva foram realizadas através do processo de visioplasticidade, ao longo de linhas (regiões) da barra. As linhas foram localizadas na saída, dentro e na entrada da zona de deformação. Na outra metade, medidas de microdureza Vickers foram realizadas nas mesmas linhas definidas para as medidas de deformação efetiva. O resultado do cálculo das deformações efetivas para a linha de centro da amostra é mostrado na figura 3.42.

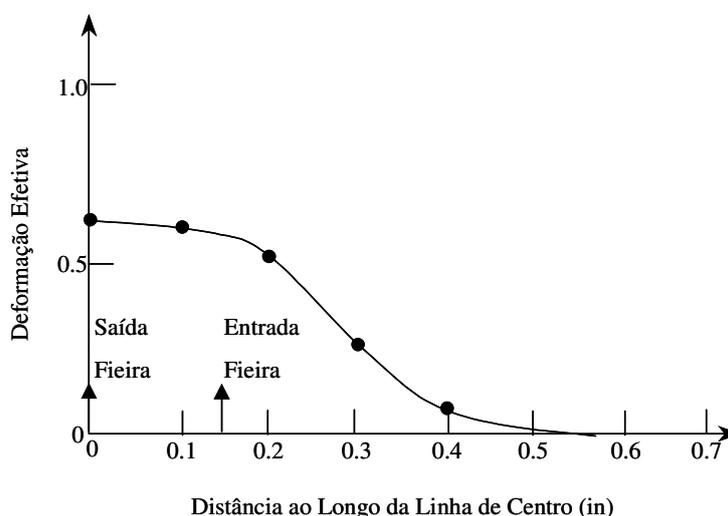


Figura 3.42 – Deformação efetiva da linha de centro da amostra extrudada⁽⁶⁴⁾.

Após o levantamento dos gráficos da figura 3.42 para todas as linhas estabelecidas, uma curva microdureza Vickers x deformação efetiva foi elaborada, sendo que os diferentes níveis de deformação obtidos em cada linha representaram porções específicas do

gráfico (ver figura 3.43). Dessa forma, na análise da curva, foi possível perceber a interação entre as porções de diferentes linhas analisadas. A curva de microdureza Vickers x deformação efetiva do mesmo aço para o ensaio de compressão também foi introduzida no gráfico da figura 3.43 (linha contínua).

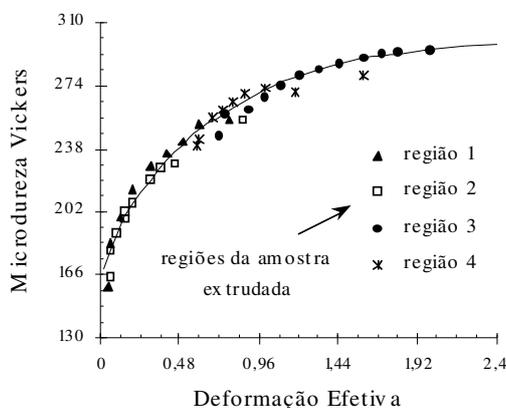


Figura 3.43 – Curva de microdureza Vickers x deformação efetiva⁽⁶⁴⁾.

A partir do gráfico anterior, Robinson *et al.*⁽⁶⁴⁾ concluíram que o comportamento da microdureza em função da deformação efetiva era constante, ou seja, se um determinado valor de deformação efetiva fosse alcançado em um ponto de uma peça, o valor da microdureza Vickers relativo a essa deformação seria fixo, independente do processo realizado. Essa afirmação indiretamente estabelece que a curva de tensão efetiva x deformação efetiva de um material é independente das características de cada processo, sendo a mesma para qualquer caminho de deformação seguido pelo material.

Em contra partida à pesquisa de Robinson *et al.*⁽⁶⁴⁾, o trabalho de Zehetbauer *et al.*⁽⁶⁵⁾ revelou conclusões diferentes sobre a relação microdureza Vickers x deformação efetiva.

Neste estudo, amostras recozidas de alumínio com pureza de 99% foram laminadas até uma deformação efetiva de 5,0, utilizando sucessivos passes de deformação, a saber: 0,1; 0,5 e 0,7. Nas amostras laminadas, os valores de microdureza Vickers e deformação efetiva foram medidos e locados em um gráfico microdureza Vickers x deformação efetiva (ver figura 3.44).

A partir da figura 3.44, é possível perceber que o comportamento da microdureza em função da deformação efetiva não é constante, ou seja, dependendo do caminho de

deformação sofrido por um ponto do material, o valor de microdureza Vickers poderá variar para um valor específico da deformação efetiva. Esse fato leva a conclusão que diferentes curvas de tensão efetiva x deformação efetiva podem ser obtidas para um material, dependendo do caminho de deformação a que ele for submetido.

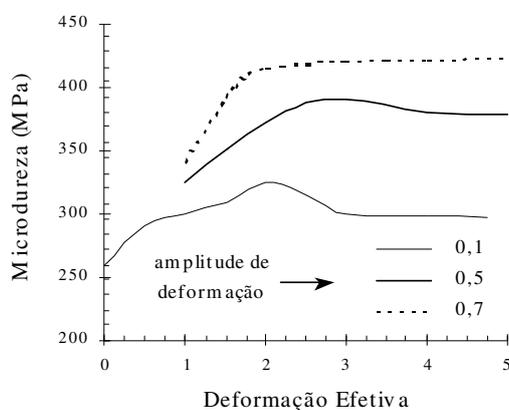


Figura 3.44 – Curva de microdureza x deformação efetiva⁽⁶⁵⁾.

As condições para ocorrência das idéias levantadas por Robinson *et al.*⁽⁶⁴⁾ e Zehetbauer *et al.*⁽⁶⁵⁾ não encontram-se definidas na literatura. Dessa forma, as duas posições são admissíveis, sendo necessário verificar o comportamento de cada material, para definição da possibilidade de ocorrência de uma ou outra situação.

3.3.2. Estudos da Relação entre Dureza/Microdureza e Tensão de Fluxo

Em seu trabalho sobre dureza, Tabor⁽⁶⁶⁾, através de análises das relações entre tensão/deformação e dureza, mostra que a dureza Vickers (H_v) para o aço baixo carbono e o cobre é diretamente proporcional a tensão de fluxo em uma deformação de aproximadamente 0,08, a temperatura ambiente. Essa relação é definida pela equação:

$$H_v = C\sigma_{0.08} \quad (3.27),$$

onde o parâmetro C assume valores entre 2.9 – 3.0.

Na mesma pesquisa sobre o comportamento da dureza, Tabor⁽⁶⁶⁾ também sugere um método para determinação da região plástica da curva tensão verdadeira x deformação verdadeira a partir de medidas de dureza. A abordagem baseia-se no fato que existe uma semelhança entre a forma da curva de fluxo e a curva obtida através de medidas de

dureza Meyer realizadas sobre um número de amostras sujeitas a quantidades crescentes de deformação plástica. O valor da tensão verdadeira é relacionado à medida de dureza a partir da equação (3.27) considerando o valor de 3 para o parâmetro C. A deformação verdadeira é relacionada à medida de dureza pela seguinte equação:

$$\varepsilon = 0.2 \frac{d_i}{D_e} \quad (3.28),$$

sendo d_i o diâmetro da impressão do penetrador e D_e o diâmetro da esfera do penetrador. Dessa forma, através de medidas de dureza Meyer em condições que a relação d_i/D_e varie entre valores cobrindo toda a deformação plástica da curva de fluxo na tração e utilizando as equações (3.27) e (3.28), torna-se possível aproximar a curva de fluxo da tração. A figura 3.45 mostra a aplicação do modelo proposto na obtenção da curva de fluxo do ensaio de compressão do aço doce e do cobre recozido através das medidas de dureza Meyer e através do ensaio de compressão (linhas contínuas).

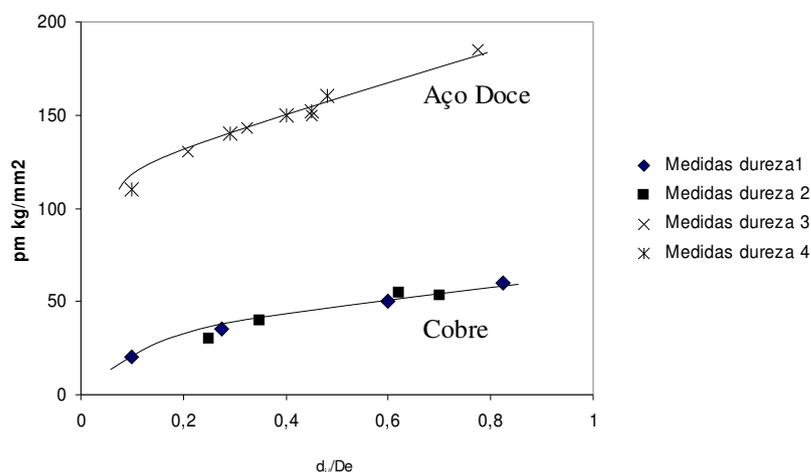


Figura 3.45 – Comparação das curvas de fluxo determinadas através de medidas de dureza e através do ensaio de compressão⁽⁶⁶⁾.

A abordagem de Tabor também foi verificada para o duralumínio e o cobre OFHC, entretanto, essa metodologia não foi capaz de prever a curva de fluxo do magnésio. Sendo assim, fica evidenciado que a utilização dessas correlações, equações (3.27) e (3.28), deve ser objeto de investigação, quando utilizada em outras aplicações.

Nos trabalhos de Nunes *et al.*⁽⁶⁷⁾ e Douthwaite⁽⁶⁸⁾, a relação proposta por Tabor foi verificada para diferentes materiais, sendo os resultados obtidos comentados a seguir.

O ponto de partida da pesquisa de Nunes *et al.*⁽⁶⁷⁾ foi considerar que a variação entre a tensão de fluxo e a temperatura dos metais, para o intervalo de temperatura de -196° e 200°C , era descrita pela equação:

$$\sigma = \frac{M}{T} + \sigma_0 \quad (3.29)$$

onde M e σ_0 representavam constantes características de cada material. Dessa forma, Nunes *et al.*⁽⁶⁷⁾ afirmaram que uma relação semelhante àquela da equação (3.29) poderia ser obtida para a dureza, a qual diferenciaria da curva de tensão de fluxo x temperatura apenas por uma constante, caso a relação de Tabor fosse válida. A relação entre a dureza e a temperatura seria descrita pela seguinte equação:

$$H_v = \frac{N}{T} + H_0 \quad (3.30)$$

com N e H_0 representando constantes características de cada material.

Seguindo essa linha de raciocínio, testes foram realizados para amostras de aços AISI 4340, 4140, 1095, 1045, cobre, ligas de alumínio, ferro e titânio no intervalo de temperatura entre -196° e 200°C . Para esses metais, as curvas de tensão de fluxo em função da temperatura, dureza em função da temperatura e os respectivos dados experimentais foram levantados. Na figura 3.46, são apresentados os resultados obtidos para aço AISI 4340 e o cobre.

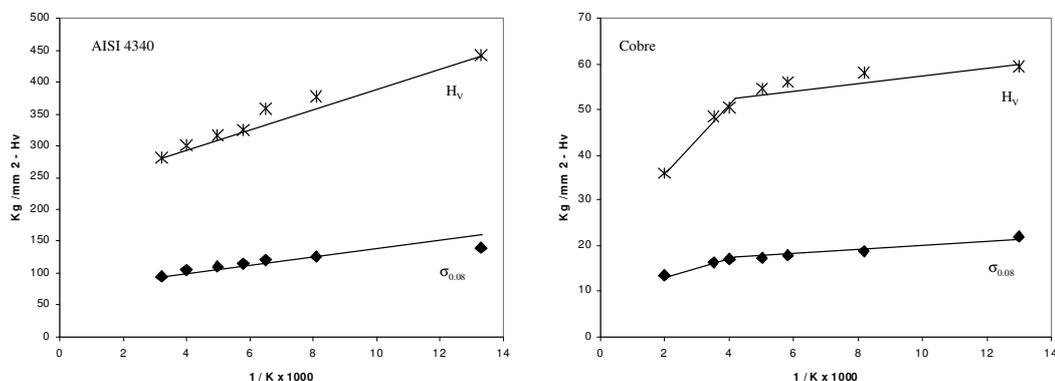


Figura 3.46 – Relações de tensão de fluxo x temperatura e dureza x temperatura⁽⁶⁷⁾.

A partir da manipulação das curvas de tensão de fluxo x temperatura e dureza x temperatura, os valores de C da relação de Tabor foram calculados. Os dados obtidos para o aço AISI 4340 e o cobre são apresentados na tabela III.11. Para os valores da constante C obtidos, Nunes *et al.*⁽⁶⁷⁾ consideraram que a relação de Tabor era apropriada para os materiais analisados.

Tabela III.11 - Valores de C para o aço AISI 4340 e o cobre⁽⁶⁷⁾.

Material	T = 200° C		T = 24° C		T = -196° C	
	Curva	Exp.	Curva	Exp.	Curva	Exp.
AISI 4340	2,88	-	2,90	2,98	3,05	3,26
Cobre	2,77	2,77	2,67	2,69	2,75	2,63

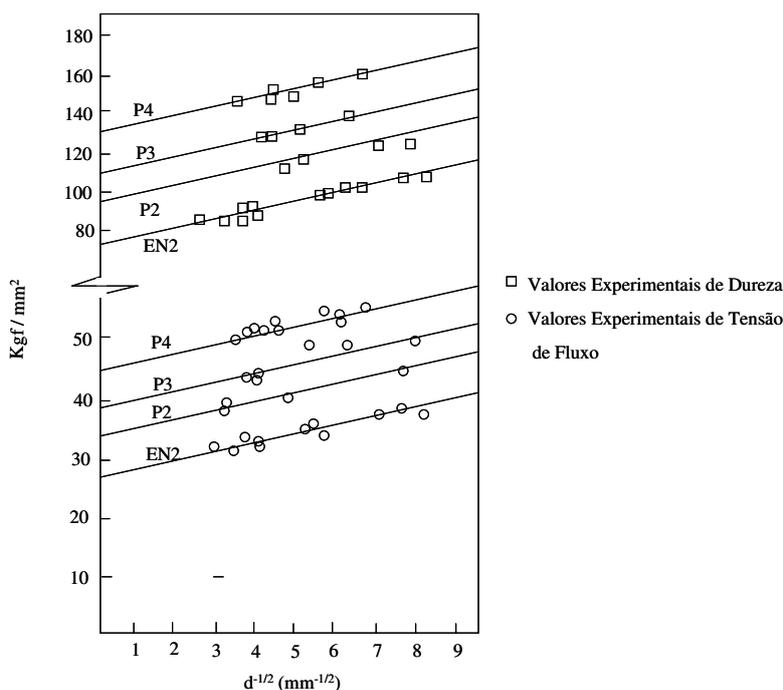
O trabalho de Douthwaite⁽⁶⁸⁾, ao invés de utilizar a relação entre tensão de fluxo e temperatura para verificar a relação proposta por Tabor, teve como ponto de partida a equação de Petch relacionando a tensão de fluxo e tamanho de grão, dada por:

$$\sigma_f = \sigma_{of} + k_f d^{-\frac{1}{2}} \quad (3.31)$$

Da mesma maneira que Nunes *et al.*⁽⁶⁷⁾, Douthwaite afirmou que uma relação semelhante à equação (3.31) poderia ser obtida para a dureza Vickers, a qual diferenciaria da curva de tensão de fluxo x tamanho de grão apenas por uma constante, caso a relação de Tabor fosse válida. A relação entre a dureza e tamanho de grão seria descrita pela seguinte equação:

$$H_v = H_o + k_H d^{-\frac{1}{2}} \quad (3.32)$$

Inicialmente, as relações de tensão de fluxo (para deformação de 7,5%) x tamanho de grão e dureza Vickers x tamanho de grão de amostras dos aços EN2, P2, P3 e P4 recozidas foram obtidas experimentalmente, conforme ilustra a figura 3.47.

Figura 3.47 – Curvas de dureza Vickers e tensão de fluxo das amostras recozidas⁽⁶⁸⁾.

A partir do gráfico da figura 3.47, Douthwaite⁽⁶⁸⁾ verificou que as relações entre os coeficientes k_H/k_f e H_0/σ_{of} (ver equações (3.31) e (3.32)) eram semelhantes para os quatro materiais, assumindo o valor próximo de 3.

Seguindo os experimentos, amostras pré-deformadas do aço EN2 de 2,5% e 10,0% foram analisadas de acordo com o procedimento das amostras recozidas. Os resultados obtidos são mostrados na figura 3.48.

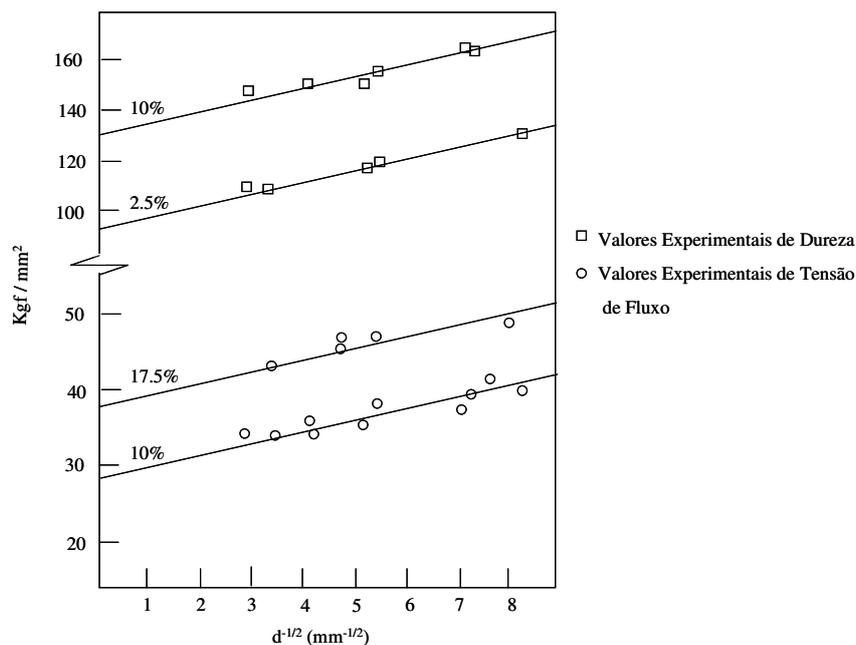


Figura 3.48 – Curvas de dureza Vickers e tensão de fluxo das amostras pré-deformadas⁽⁶⁸⁾.

Para as amostras pré-deformadas de 2,5% e 10,0%, os valores das relações k_H/k_t e H_0/σ_{of} foram próximos aos observados para as amostras recozidas. Dessa forma, a partir dos dados das amostras recozidas e pré-deformadas, Douthwaite⁽⁶⁸⁾ concluiu que a relação proposta por Tabor entre a dureza e a tensão de fluxo era aplicável para a dureza Vickers de metais recozidos e pré-deformados de 2,5% e 10,0%.

No trabalho de Tabor⁽⁶⁶⁾, a relação entre a dureza e a tensão de fluxo foi obtida através de amostras comprimidas. No estudo sobre avaliação do fator de deformação redundante de Cetlin⁽²⁷⁾, um procedimento para obtenção da relação entre microdureza Vickers e tensão de fluxo utilizando o ensaio de tração é descrito. Nessa metodologia, os seguintes passos são estabelecidos para obtenção da relação:

- Ensaio de tração até a ruptura de um corpo de prova recozido escalonado;
- Corte longitudinal da amostra fraturada e realizações das medidas de dureza e deformação efetiva em diferentes seções da amostra;
- Cálculo das tensões efetivas na curva do ensaio de tração do metal, para os valores de deformação do item anterior acrescidos de 8%;
- Elaboração do gráfico relação microdureza/tensão efetiva x deformação efetiva acrescida de 8%.

No ensaio de tração até a ruptura, o escalonamento do corpo de prova visa a obtenção de um maior número de medidas de deformação a partir de um único teste de tração. Os diâmetros do corpo de prova devem ser selecionados de forma a varrer um grande intervalo de deformações dentro da região de deformação plástica.

O valor de microdureza Vickers correspondente a cada deformação deve ser o valor médio de medições realizadas na respectiva seção. As medidas de deformação são obtidas pela fórmula:

$$\varepsilon = 2 \ln \left(\frac{D_i}{D} \right) \quad (3.33),$$

sendo D_i o diâmetro inicial da seção e D seu diâmetro final.

No cálculo das tensões efetivas a partir da curva do ensaio de tração do metal recozido, o acréscimo de 8% nos valores das deformações calculadas pela equação (3.33) representa a deformação adicional introduzida pela indentação do penetrador.

Na montagem da curva relação microdureza Vickers/tensão efetiva x deformação acrescida de 8%, os valores da relação são obtidos dividindo a microdureza observada em cada deformação do ensaio de tração do corpo de prova escalonado pelo correspondente valor de tensão efetiva calculado no passo três do procedimento. Para os pares de pontos obtidos de acordo com esse procedimento, a curva de tendência para a relação microdureza Vickers/tensão efetiva x deformação acrescida de 8% pode ser definida através de programas comerciais contendo rotinas de ajuste de curvas (EXCEL, MAPLE, MATLAB, entre outros).

3.4. Pontos Básicos da Teoria da Plasticidade

Inúmeros são os textos na literatura abordando o tema plasticidade. Alguns livros tratam o assunto de forma mais completa^(69,70,71,72) enquanto outros direcionam-se para a plasticidade utilizada nos códigos numéricos^(73,74,75). Também é possível encontrar revisões dos estudos de plasticidade, as quais analisam novos desenvolvimentos nessa área^(76,77,78).

No texto abaixo, o objetivo é ilustrar os pontos básicos da teoria da plasticidade voltada para análises independentes da taxa de deformação e da temperatura. Esses pontos são:

- Condição de escoamento: combinação de tensões que permite a resposta plástica do material;
- Relação entre as componentes de tensão e componentes de taxa de deformação na plasticidade: maneira como as componentes de tensão relacionam-se com as componentes das taxas de deformação plástica;
- Alteração da condição de escoamento: maneira como a condição de escoamento se altera em função do encruamento do metal.

3.4.1. Condição de Escoamento

A condição de escoamento é descrita utilizando uma função dependente das componentes do tensor tensão ($f(\mathbf{T})$), conforme ilustra o quadro da Figura 3.49. A condição de carregamento plástico descrita no quadro da Figura 3.49 ($\partial f / \partial T_{ij} \cdot \dot{T}_{ij} \geq 0$) tem a seguinte interpretação geométrica no espaço hexamimensional de tensões. O tensor \dot{T}_{ij} é equivalente a taxa do tensor tensão T_{ij} . O gradiente $\partial f / \partial T_{ij}$ representa o vetor normal a superfície de escoamento, na direção externa. O resultado positivo do produto escalar entre a taxa e o gradiente positivo indica que a taxa de variação do tensor tensão \mathbf{T} aponta para fora da superfície de escoamento. Quando esse produto é negativo, a taxa de variação aponta para o interior da superfície. O produto nulo indica que a taxa de variação é tangente a superfície de escoamento. Dessa forma, a condição

de escoamento requer para a possibilidade de deformação plástica que o ponto de tensão sendo considerado esteja sobre a superfície de escoamento e movendo-se na direção contrária à região elástica da superfície de escoamento (interior da superfície).

Condição Geral de Escoamento

Para um dado estado de um dado material, existe uma função $f(\mathbf{T})$ da tensão, tal que o material estará no regime elástico para:

$$f(\mathbf{T}) < 0, \text{ ou para } f(\mathbf{T}) = 0 \text{ e } \frac{\partial f}{\partial T_{ij}} \dot{T}_{ij} < 0$$

e no regime plástico para: $f(\mathbf{T}) = 0$ e $\frac{\partial f}{\partial T_{ij}} \dot{T}_{ij} \geq 0$.

Figura 3.49 – Condição geral de escoamento⁽⁶⁹⁾.

A fim de limitar a generalidade da condição de escoamento, algumas premissas simplificativas geralmente são impostas, a saber:

1ª Premissa: A condição de escoamento é independente da parte esférica do tensor tensão.

Essa afirmação modifica a função f , que passa a ser descrita por $f(\mathbf{T}')$, com o parâmetro da função representando o tensor tensão deviatório.

2ª Premissa: O material é isotrópico.

A consideração de isotropia altera o número de variáveis independentes da função f , que passa a ser descrita apenas pelas tensões principais.

3ª Premissa: $f(-\mathbf{T}) = f(\mathbf{T})$

É importante ressaltar que a teoria adotando a terceira premissa não pode ser aplicada nas análises onde o efeito Bauschinger acontece e nos estudos de mecânica dos solos, onde o comportamento à tração do material é bem diferente do comportamento à compressão.

A grande maioria dos estudos de plasticidade adota a condição de escoamento definida por von Mises, levando em conta as premissas descritas acima. De acordo com essas hipóteses, a equação descrevendo o escoamento é dada por:

$$f(\mathbf{T}) = J_2' - k^2 = \frac{1}{2} T_{ij}' T_{ij}' - k_{cp}^2 = 0 \quad (3.34)$$

onde o parâmetro k corresponde a tensão de escoamento para a condição de cisalhamento puro, a qual equivale a tensão de escoamento da tração unidirecional dividida pela raiz quadrada de três.

A representação geométrica da condição de von Mises é ilustrada no gráfico da figura 3.50.

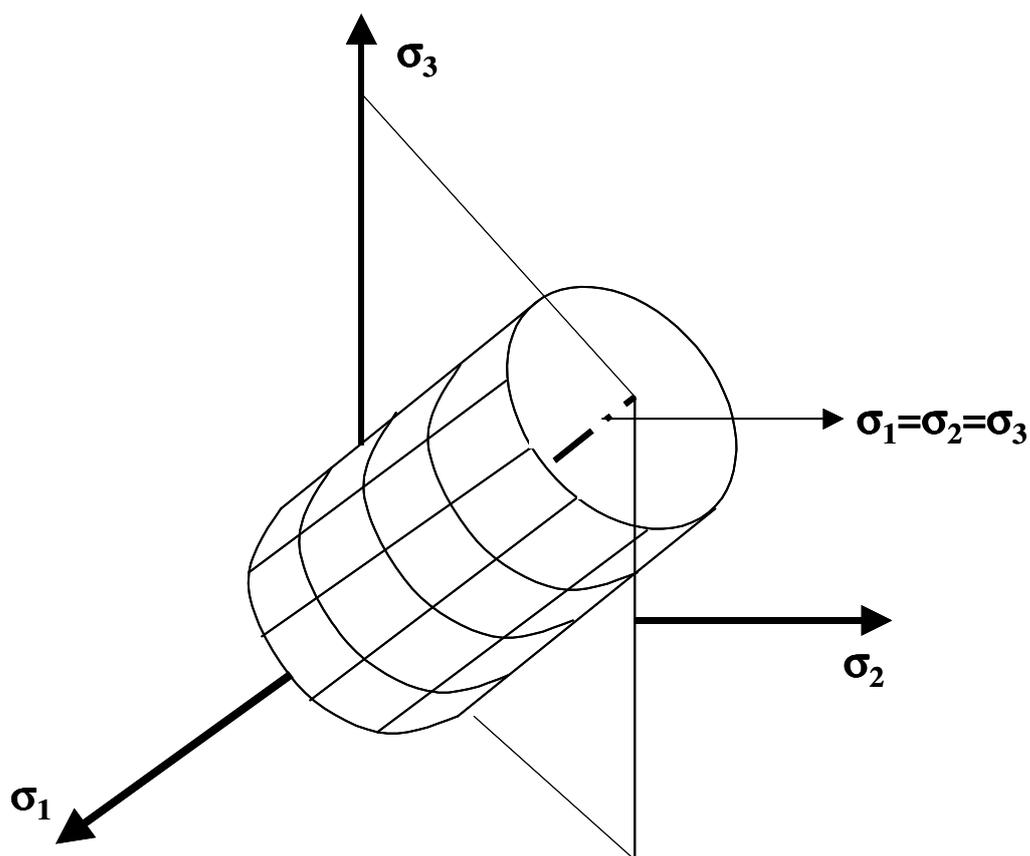


Figura 3.50 - Desenho da superfície de escoamento de von Mises – vista em perspectiva.

Em função da primeira premissa, a condição de escoamento assume as seguintes características:

- A superfície de escoamento é paralela a linha hidrostática OH ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$);
- A superfície de escoamento pode ser representada pela sua interseção com o plano deviatório ($\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = 0$).

A interseção entre superfície de escoamento e o plano deviatório é representada na figura 3.51.

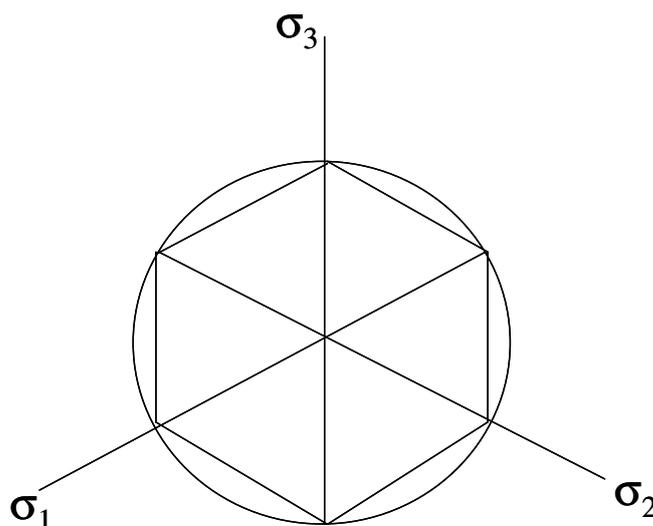


Figura 3.51 – Interseção da superfície de escoamento com o plano deviatório⁽⁶⁹⁾.

De acordo com a segunda premissa, a função $f(\mathbf{T})$ deve ser simétrica em relação às tensões principais, sendo o seu resultado inalterado pela permutação das tensões principais. Dessa forma, os locais dos pontos geométricos no plano deviatório (ver figura 3.51) são simétricos em relação aos eixos σ_1 , σ_2 e σ_3 . Em função da terceira premissa, a simetria da função $f(\mathbf{T})$ também é estabelecida em relação à origem do sistema de coordenadas.

As considerações acima levam à conclusão que é suficiente determinar apenas 30 graus do círculo descrito na Figura 3.51, para definir completamente os locais dos pontos geométricos de escoamento, para um material seguindo as condições de escoamento estabelecidas acima.

3.4.2. Relação entre as Componentes de Tensão e Componentes de Taxa de Deformação na Plasticidade

O primeiro passo para a obtenção da relação entre as componentes de tensão e de taxa de deformação é a definição das variáveis generalizadas de tensão e taxa de deformação.

Em qualquer análise a ser realizada, em cada ponto do domínio, supõe-se a existência das tensões generalizadas Q_i ($i = 1, \dots, n$), que são conjugadas às taxas de deformação $\dot{\epsilon}_i$ ($i = 1, \dots, n$), com n representando o número de componentes dos tensores tensão e taxa de deformação $\dot{\epsilon}_i$. Dessa forma, por unidade de volume generalizado, define-se o trabalho $D_{\text{avg}} = Q_i \cdot \dot{\epsilon}_i$.

Considerando o tensor tensão simétrico, as seis variáveis de taxa de deformação conjugadas são definidas por:

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_1 &= \dot{\epsilon}_{11} & \dot{\epsilon}_2 &= \dot{\epsilon}_{22} & \dot{\epsilon}_3 &= \dot{\epsilon}_{33} \\ \dot{\epsilon}_4 &= 2\dot{\epsilon}_{23} & \dot{\epsilon}_5 &= 2\dot{\epsilon}_{31} & \dot{\epsilon}_6 &= 2\dot{\epsilon}_{12} \end{aligned} \quad (3.35)$$

Tendo por base os conceitos anteriores, a relação pretendida é definida supondo a existência de uma função plástica potencial $f(Q_1, \dots, Q_n)$ das tensões, de tal maneira que a parte plástica $\dot{\epsilon}^p$ da taxa de deformação tenha componentes proporcionais às componentes do gradiente de f ,

$$\dot{\epsilon}_i^p = \lambda \frac{\partial f}{\partial Q_i} \quad (3.36)$$

Uma prática comum em plasticidade é considerar que a função f da equação (3.36) é representada pela função de escoamento definida no quadro da Figura 3.49. Neste caso a regra de encruamento é dita associativa.

3.4.3. Alteração da Condição de Escoamento

A forma como a condição de escoamento altera com a deformação do material pode ser considerada a questão mais importante dentro da plasticidade. Geralmente as teorias discursam sobre vários modelos descrevendo essa alteração, tais como: material

perfeitamente plástico, material elasto-plástico, material com encruamento isotrópico e/ou encruamento cinemático, material poro-plástico.

No caso do material considerado perfeitamente plástico, a superfície de escoamento é admitida constante ao longo da deformação. Para esse modelo, o parâmetro k_{cp} da equação (3.34) de von Mises é inalterado durante toda a análise. A curva tensão verdadeira x deformação verdadeira para esse tipo de material pode ser representada conforme o gráfico da Figura 3.52 onde, após o escoamento do metal, a tensão para subseqüentes deformações permanece inalterada, sendo desconsiderada a deformação elástica.

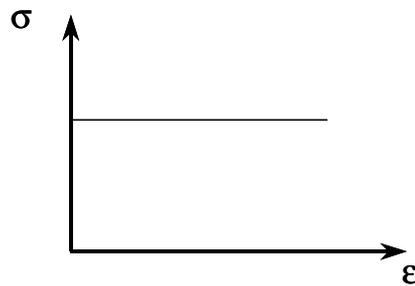


Figura 3.52 – Curva tensão verdadeira x deformação verdadeira do material perfeitamente plástico⁽⁶⁹⁾.

O encruamento isotrópico considera que a superfície de escoamento mantém sua forma durante a deformação, porém o seu tamanho é controlado por um parâmetro dependente da deformação. O ponto chave da abordagem passa a ser a definição do parâmetro ou função descrevendo o aumento da superfície de escoamento. Dentre os modelos que adotam essa teoria, pode-se mencionar a formulação que trabalha com duas variáveis escalares: tensão efetiva, deformação efetiva. A tensão efetiva e a deformação efetiva relacionam o comportamento tridimensional do material com uma curva unidimensional, a fim de possibilitar a comparação do escoamento em três dimensões com o escoamento obtido no ensaio de tração. As equações descrevendo essas variáveis são combinações das componentes de tensões ou deformações no estado tridimensional. Considerando a descrição da superfície de escoamento dada por von Mises, essas variáveis são obtidas por:

$$\begin{aligned} \bar{\sigma} &= \sqrt{3J_2'} = \sqrt{\frac{3}{2} T_{ij}' T_{ij}'} = \left\{ \frac{1}{2} \left[(T_{11} - T_{22})^2 + (T_{22} - T_{33})^2 + (T_{33} - T_{11})^2 \right] + 3(T_{23}^2 + T_{31}^2 + T_{12}^2) \right\}^{\frac{1}{2}} \\ \bar{\epsilon}^P &= \sqrt{\frac{4}{3} \prod_{\epsilon^P}} = \left\{ \frac{2}{3} \left[(\epsilon_{11}^P - \epsilon_{22}^P)^2 + (\epsilon_{22}^P - \epsilon_{33}^P)^2 + (\epsilon_{33}^P - \epsilon_{11}^P)^2 \right] \right. \\ &\quad \left. + 3(\epsilon_{23}^P + \epsilon_{31}^P + \epsilon_{12}^P) \right\}^{\frac{1}{2}} \quad . \quad (3.37) \end{aligned}$$

Aplicando as equações (3.37) para o ensaio de tração, observa-se que a tensão efetiva equivale à tensão axial e o incremento de deformação efetiva corresponde ao incremento de deformação axial. A partir dessas igualdades, pode-se afirmar que a curva tensão efetiva x deformação efetiva de um material é representada por sua curva tensão verdadeira x deformação verdadeira obtida no ensaio de tração. A curva típica de um material apresentando um encruamento isotrópico é ilustrada na figura 3.53. A inclinação da curva de tensão efetiva x deformação efetiva é utilizada para ajustar os valores de k_{cp} na equação (3.34) e de λ na equação (3.36), os quais caracterizam o crescimento da superfície de escoamento.

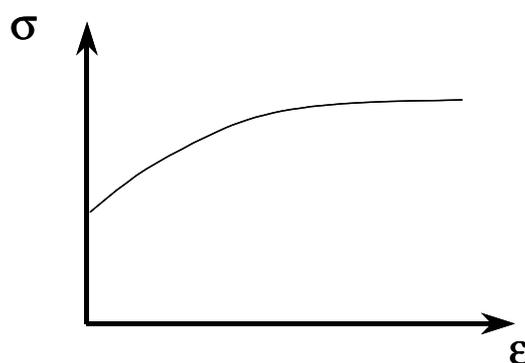


Figura 3.53 – Curva tensão verdadeira x deformação verdadeira do material isotrópico.

Para o material com encruamento isotrópico descrito pela função de escoamento de von Mises, o parâmetro multiplicador do gradiente na equação (3.36), pode ser determinado da seguinte maneira:

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} &= (\lambda)^2 T'_{ij} T'_{ij} \\ \frac{3}{2} (\dot{\epsilon})^2 &= (\lambda)^2 \frac{2}{3} \bar{\sigma}^2 \\ \lambda &= \frac{3}{2} \frac{\dot{\epsilon}}{\bar{\sigma}} \end{aligned} \quad (3.38)$$

onde o termo no numerador da última igualdade representa a taxa de deformação equivalente obtida a partir das componentes da taxa de deformação, e o termo no denominador representa da tensão efetiva.

Dessa forma, a partir das equações (3.36) e (3.38), a relação entre as componentes de tensão e taxa de deformação é estabelecida e, uma vez definidas as componentes das taxas de deformação, é possível obter as componentes da tensão e definir o estado de tensões e deformação em cada ponto do domínio sendo analisado. A relação obtida

conforme o procedimento acima é conhecida na literatura como equação de Levy-Mises.

As teorias utilizando o encruamento cinemático caracterizam-se pela presença de um fator que modifica a posição do centro da superfície de escoamento durante a deformação, mantendo fixo o tamanho e a forma da superfície de escoamento. Na teoria de Prager (1955, 1956), a superfície de escoamento é alterada após a deformação de acordo com a igualdade:

$$f(T_{ij} - \alpha_{ij}) = 0 \quad (3.39)$$

onde os termos α_{ij} representam as nove coordenadas do novo centro da superfície de escoamento. Portanto, o ponto principal da teoria é determinar como os termos α_{ij} dependem do passado da deformação. Na maioria das pesquisas, essa relação tem sido suposta linear:

$$\alpha_{ij} = c \epsilon_{ij}^p \quad (3.40)$$

onde c representa uma constante característica do material.

Seria esperar muito que as teorias descritas conseguissem prever o comportamento dos materiais nas mais variadas condições de deformação plástica. Nas pesquisas realizadas, o que se percebe é que as teorias são adequadas para processos e materiais específicos, os quais aceitam as simplificações por elas estabelecidas. Entretanto, a maioria das situações requer uma descrição mais detalhada do comportamento da função escoamento através de teorias envolvendo análises microestruturais dos materiais, considerando condições como planos preferenciais de escorregamento, interação entre discordâncias, entre outros fatores. Exemplos dessas pesquisas são os trabalhos mencionados no item 3.2.2.

3.5. O Método de Elementos Finitos Aplicado à Conformação de Metais

O emprego do método de elementos finitos no estudo da conformação de metais, até o final da década de oitenta, era baseado no princípio da discretização através de uma malha de elementos finitos. Para essa situação, as formulações de fluxo ou elasto-plástica dos códigos são elaboradas utilizando as informações provenientes da malha de elementos finitos gerada para o modelo a ser analisado.

Na década de noventa, paralelamente aos códigos acima mencionados, alguns trabalhos começaram a avaliar o emprego do método incorporando um princípio de discretização independente de uma malha. Os códigos utilizando o método de elementos finitos sem malha são exemplos dessas pesquisas.

Atualmente, os programas comerciais de elementos finitos para a análise da conformação de metais trabalham com o princípio da discretização através de uma malha.

Nos tópicos a seguir, a formulação de fluxo e elasto-plástica associadas a uma malha e as características e desenvolvimento dos códigos fundamentados no método de elementos finitos sem malha são descritos.

3.5.1. Formulação de Fluxo Associada a Malha de Elementos Finitos

A formulação de fluxo desconsidera o comportamento elástico do corpo, sendo toda a deformação definida como plástica. Esse tipo de análise é indicado para os problemas onde o nível de deformação elástica é insignificante comparado a deformação plástica.

A resolução de um problema de conformação de metais utilizando a formulação de fluxo associada a uma malha de elementos finitos pode ser descrita através dos seguintes passos⁽⁷⁹⁾:

- Discretização do problema;

- Definição e resolução numérica da equação global de rigidez;
- Alteração da geometria da peça em função dos resultados da resolução da equação global de rigidez;
- Cálculo das componentes de taxa de deformação, da deformação efetiva e das tensões em cada elemento.

As características de cada passo são descritas abaixo.

3.5.1.1. Discretização do Problema

A discretização do problema de conformação de metais, em linhas gerais, consiste da divisão do volume da peça cuja deformação pretende-se analisar em um número finito de volumes, denominados elementos (ver figura 3.54). Dessa forma, a análise, anteriormente contínua no volume da peça, passa a ser realizada em pequenos volumes (elementos). Os elementos são representados por nós, conectados entre si por segmentos de linhas. Elementos adjacentes compartilham os mesmos nós e também os mesmos lados.

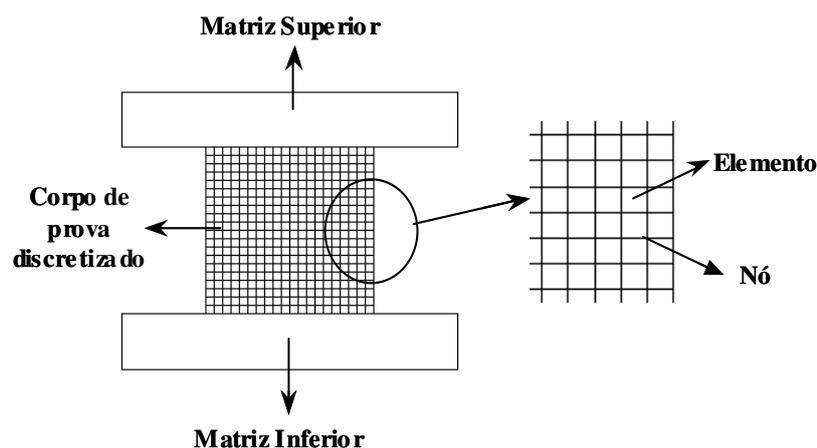


Figura 3.54 - Discretização do problema de conformação.

Para a análise da conformação de metais, geralmente, utiliza-se dois tipos de elementos isoparamétricos, a saber: elementos bidimensionais (triangulares e quadrangulares),

elementos tridimensionais (hexaédricos e tetraédricos), conforme ilustra a figura 3.55. Os elementos bidimensionais são utilizados em problemas cuja variação do campo de velocidades é desprezável em uma das direções (problemas de estado plano de tensão ou deformação). Os elementos tridimensionais são empregados em situações nas quais a variação do campo de velocidades ocorre nas três direções.

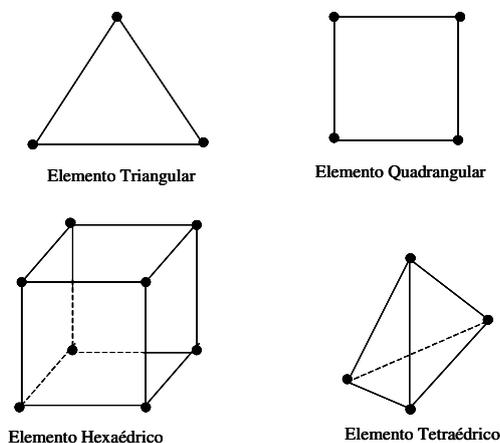


Figura 3.55 - Elementos utilizados no estudo da conformação de metais.

Em qualquer elemento adotado, sua caracterização é feita pela definição de suas funções de forma (funções de aproximação). Essa idéia é ilustrada abaixo para o elemento quadrangular bi-linear. As funções de forma nessa formulação são empregadas ao longo da resolução do problema de conformação, para aproximar os campos de velocidades.

O elemento quadrangular mais simples é o elemento quadrangular linear de quatro nós mostrado na figura 3.56. Nessa figura, o elemento é descrito no sistema de coordenadas naturais (ξ , η) e no sistema de coordenadas cartesianas (x , y).

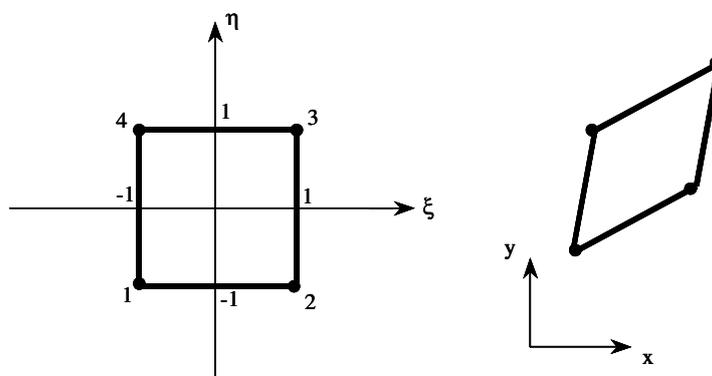


Figura 3.56 - Elemento quadrangular bi-linear de quatro nós⁽⁷⁹⁾.

As funções de forma desse elemento, geralmente, são definidas em uma forma paramétrica sobre o domínio $-1 \leq \xi \leq 1$, $-1 \leq \eta \leq 1$ no sistema de coordenadas naturais e são dadas por:

$$q_\alpha(\xi, \eta) = \frac{1}{4}(1 + \xi_\alpha \xi)(1 + \eta_\alpha \eta) \quad (3.41)$$

onde $(\xi_\alpha, \eta_\alpha)$ são as coordenadas naturais de um nó em uma das quinas do elemento.

3.5.1.2. Definição e Resolução Numérica da Equação Global de Rigidez

A definição da equação global de rigidez pode ser desenvolvida tendo como pano de fundo uma das seguintes abordagens: abordagem direta, método do princípio variacional, método dos pesos residuais, abordagem por balanço de energia. Em qualquer abordagem, a resolução da equação global de rigidez fornece os dados necessários para obtenção dos resultados de deformação e tensão. A seguir, a título de ilustração, o método do princípio variacional é descrito.

Antes de ilustrar o processo de definição da equação global, é importante descrever as equações que governam essa definição, a saber: equação de equilíbrio de forças para um problema quase estático, equação de escoamento, equações constitutivas, equações de compatibilidade (ver equações 3.42).

$$\text{Equações de equilíbrio: } \frac{\partial T_{ij}}{\partial x_{ij}} = 0 \quad (3.42a)$$

$$\text{Critério de escoamento: } \sqrt{\frac{3}{2}}(T'_{ij} T'_{ij})^{\frac{1}{2}} - k_{cp}^2 = 0 \quad (3.42b)$$

$$\text{Equações constitutivas: } \mathcal{E}_{ij} = \frac{\partial f(T_{ij})}{\partial T_{ij}} \mathcal{E} \quad (3.42c)$$

$$\text{Condições de compatibilidade: } \mathcal{E}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (3.42d)$$

Os termos x_i e x_j representam as coordenadas na configuração instantânea.

Tendo em vista as equações de governo descritas, o passo inicial para a montagem da equação global de rigidez utilizando o princípio variacional aplicado a um meio

discretizado (malha de elementos finitos) consiste da minimização do funcional representado pela equação:

$$\pi = \int_V \bar{\sigma} \dot{\varepsilon} dV - \int_{S_F} F_i u_i dS \quad (3.43)$$

onde $\bar{\sigma}$ é a tensão efetiva, $\dot{\varepsilon}$ corresponde a taxa de deformação efetiva, F_i são as condições de contorno de tração e u_i as velocidades na fronteira da peça. As funções tensão efetiva $\bar{\sigma}$ e taxa de deformação efetiva $\dot{\varepsilon}$ são dependentes da velocidade.

O processo de minimização gera o conjunto de equações de rigidez não lineares, constituído das equações de cada elemento da malha, o qual é descrito pelas equações:

$$\frac{\partial \pi}{\partial v_i} = \sum_j \left(\frac{\partial \pi}{\partial v_i} \right)_j = 0 \quad (3.44)$$

onde v_i corresponde à componente de velocidade em um respectivo nó do elemento e j representa o número do elemento para o qual o variacional está sendo analisado. Dessa forma, para elementos de quatro nós, existirão oito equações relacionadas a cada elemento.

As equações não lineares de cada elemento (equação (3.44)), geralmente, são resolvidas utilizando o método de iteração direta em conjunto com o método de Newton Raphson⁽²⁾. Nos passos iniciais da iteração, o método de iteração direta é utilizado. Após algumas iterações nesse método, em caso de não convergência, sua resposta é fornecida como parâmetro de entrada para o método de Newton Raphson. Esse procedimento é adotado uma vez que o método de Newton Raphson apresenta uma boa convergência, quando o parâmetro de entrada encontra-se próximo da vizinhança da solução.

No processo de resolução através do método de iteração direta ou Newton Raphson, as equações (3.44) são organizadas em uma estrutura matricial, definida pela equação:

$$\mathbf{f} = \mathbf{K}_e \Delta \mathbf{v} \quad (3.45)$$

onde \mathbf{f} representa o vetor das componentes de forças em todos os nós do elemento, \mathbf{K}_e corresponde a matriz de rigidez do elemento e $\Delta \mathbf{v}$, ao vetor correção das componentes de velocidade em cada nó do elemento. É importante ressaltar que o termo matriz de

rigidez na formulação de fluxo é apenas uma analogia à matriz de rigidez utilizada na elasticidade, não referindo ao significado físico da matriz desta formulação.

Para o método de iteração direta, no início de cada iteração, o vetor de força é estruturado a partir dos valores correntes das velocidades dos nós. Na montagem da matriz de rigidez do elemento, as integrais (3.46), (3.47) e (3.48) são calculadas e seus resultados somados e armazenados em posições específicas nessa matriz.

$$\int_V \frac{\bar{\sigma}}{\mathcal{E}} \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} \, dV \quad (3.46)$$

$$\int_V \mathbf{K} \, \mathbf{C}_j \, \mathbf{C}_v \, dV \quad (3.47)$$

$$\int_{S_c} m k \frac{2}{\pi} q_\alpha q_\beta \left(\frac{u_0}{u_0^2 + (q_k v_{s_k})^2} \right) dS \quad (3.48)$$

Na integral (3.46), \mathbf{B} é a matriz das derivadas das funções de forma, \mathbf{D} uma matriz diagonal e dV um elemento infinitesimal de volume. A elaboração da matriz das derivadas envolve uma ampla manipulação das funções de forma do elemento adotado na discretização. Um exemplo detalhado dessa elaboração pode ser visto na literatura⁽⁷⁹⁾. A matriz \mathbf{D} depende da expressão da taxa de deformação efetiva, mas em qualquer situação os valores 1/3 correspondem à taxa de deformação normal e 2/3 à taxa de deformação de cisalhamento.

Para a integral (3.47), o símbolo K_p é a constante de penalidade que tem por objetivo garantir a incompressibilidade do material. O termo \mathbf{C} é o vetor da taxa de deformação volumétrica definido através da equação:

$$C_j = B_{1j} + B_{2j} + B_{3j} \quad (3.49)$$

onde B_{ij} é uma componente da matriz \mathbf{B} definida acima.

Na integral (3.48), m define o fator de atrito estipulado para a interface entre peça e matrizes, k_{cp} corresponde à tensão de escoamento no cisalhamento, q é a função de forma do elemento, u_0 é uma constante arbitrária, v_{s_k} é a velocidade relativa dos nós na interface peça/matrizes e dS corresponde ao elemento infinitesimal de área.

No método de Newton Raphson, no início de cada iteração, a montagem do vetor de força é feita utilizando as integrais (3.50) e (3.51). Os resultados das equações são somados e armazenados em posições específicas do vetor.

$$\int_V \frac{\bar{\sigma}}{\mathfrak{E}} \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} v_j dV + \int_V k C_j v_j C_i dV - \int_{S_F} F_j N_{ji} dS \quad (3.50)$$

$$\int_{S_c} mk \frac{2}{\pi} q_\alpha \tan^{-1} \left(\frac{q_\beta v_{s\beta}}{u_0} \right) ds \quad (3.51)$$

Na integral (3.50), v_j corresponde à componente de velocidade nodal, F_i são as condições de contorno de tração na fronteira da peça e N_{ji} o tensor fornecendo a normal à superfície da peça, na posição do nó onde a condição de tração é especificada.

Ainda na resolução através do método de Newton Raphson, na montagem da matriz de rigidez do elemento, as integrais (3.52) e (3.53) são calculadas e seus valores armazenados em posições específicas dessa matriz.

$$\int_V \frac{\bar{\sigma}}{\mathfrak{E}} \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} dV + \int_V \left(\frac{1}{\mathfrak{E}} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \mathfrak{E}} - \frac{\bar{\sigma}}{\mathfrak{E}^2} \right) \frac{1}{\mathfrak{E}} \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} v_k v_m \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} dV - \int_V k C_j C_i dS \quad (3.52)$$

$$\int_{S_c} mk \frac{2}{\pi} q_\alpha q_\beta \left(\frac{u_0}{u_0^2 + (q_k v_{s_k})^2} \right) ds \quad (3.53)$$

A análise descrita acima é repetida para cada elemento da malha e, após a definição da equação de rigidez do elemento (equação (3.45)), seus valores são transferidos para a equação global de rigidez, a qual é representada por uma equação semelhante à equação (3.45). Entretanto, na equação global de rigidez, todos os elementos da malha são considerados, ao contrário da equação (3.45) que é específica de cada elemento. Essa montagem pode ser ilustrada através da figura 3.57. A figura mostra vários elementos representados pela numeração central e seus respectivos nós representados pela numeração em cada quina do elemento.

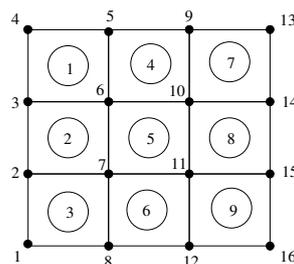


Figura 3.57 - Malha de elementos finitos⁽⁷⁹⁾.

Tomando como referência o nó 10 na figura 3.57, verifica-se que os elementos 4, 5, 7 e 8 compartilham esse nó e, portanto, suas equações de rigidez devem ser somadas e armazenadas em posições específicas dentro da equação global de rigidez. Esse somatório é representado pela equação:

$$\sum_j \left(\frac{\partial \pi_{(j)}}{\partial v_{10}} + \frac{\partial^2 \pi_{(j)}}{\partial v_{10} \partial v_j} \Delta v_j \right) = 0 \quad (3.54)$$

onde J corresponde ao número de cada elemento que compartilha o nó sendo avaliado.

Após a definição da equação global de rigidez, o problema resume-se a um sistema de equações lineares. A resolução desse sistema é feita utilizando algum procedimento convencional de cálculo numérico encontrado na literatura^(80,81). Geralmente, adota-se a eliminação de Gauss para essa resolução. Esse procedimento envolve os seguintes passos: triangularização da matriz de rigidez global \mathbf{K} , redução do vetor de carga \mathbf{f} , substituição retroativa. Ao final da substituição retroativa, o vetor correção das componentes de velocidade em cada nó da malha de elementos finitos é definido.

Os dados do vetor correção juntamente com os valores atuais das componentes de velocidades em cada nó da malha são utilizados no cálculo da convergência do processo de resolução da matriz global de rigidez. Caso não ocorra a convergência, os dados do vetor correção são utilizados como dados de entrada para uma nova iteração do processo descrito acima. Se a convergência for atingida, os dados do vetor correção são atribuídos as suas respectivas componentes de velocidades de cada nó na malha de elementos finitos, para realização dos cálculos do item abaixo.

3.5.1.3. Alteração da Geometria da Peça em Função dos Resultados da Resolução da Equação Global de Rigidez

As novas posições de cada nó da malha de elementos finitos são obtidas através das equações:

$$\begin{aligned} x_n &= x_a + \Delta t \cdot v_x \\ y_n &= y_a + \Delta t \cdot v_y \end{aligned} \quad (3.55)$$

onde x_n e y_n são as novas coordenadas de cada nó, x_a e y_a são as coordenadas atuais de cada nó, Δt representa o intervalo de tempo definido para cada incremento de deformação e v_x e v_y as velocidades obtidas no item anterior.

3.5.1.4. Cálculo das Componentes de Taxa de Deformação, da Deformação Efetiva e das Tensões em Cada Elemento

Os valores das componentes de taxa de deformação são obtidos através da equação:

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}} = \mathbf{B}\mathbf{v} \quad (3.56)$$

onde o vetor coluna $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}$ contém as componentes $\dot{\epsilon}_x$, $\dot{\epsilon}_y$, $\dot{\epsilon}_z$, $\dot{\epsilon}_{xy}$, $\dot{\epsilon}_{yz}$, $\dot{\epsilon}_{zx}$; \mathbf{B} é a matriz das derivadas das funções de forma (ver item 5.1.2) e \mathbf{v} representa o vetor coluna velocidade, contendo as componentes de velocidades de todos os nós do elemento.

A deformação efetiva é calculada multiplicando a taxa de deformação efetiva do elemento pelo intervalo de tempo estipulado para o passo da simulação. A taxa de deformação efetiva de cada elemento é obtida a partir das componentes de taxa através da fórmula (3.57), sendo a interpretação física dessa fórmula fornecida no item 3.4.3.

$$\dot{\epsilon} = \frac{2}{3} \left\{ \frac{1}{2} [(\dot{\epsilon}_x - \dot{\epsilon}_y)^2 + (\dot{\epsilon}_y - \dot{\epsilon}_z)^2 + (\dot{\epsilon}_z - \dot{\epsilon}_x)^2] + \frac{3}{4} (\dot{\epsilon}_{xy}^2 + \dot{\epsilon}_{yz}^2 + \dot{\epsilon}_{zx}^2) \right\}^{\frac{1}{2}}. \quad (3.57)$$

Os valores de tensão são definidos através da equação constitutiva. Para o material com encruamento isotrópico, em geral, adota-se a relação de fluxo:

$$\sigma_{ij} = \frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma}}{\dot{\epsilon}} \dot{\epsilon}_{ij} \quad (3.58)$$

onde os índices i e j estão relacionados as direções do eixo cartesiano.

3.5.1.5. Inconvenientes da Formulação Baseada na Discretização Utilizando uma Malha de Elementos Finitos

O método de elementos finitos baseado na discretização através de uma malha, embora tenha encontrado ampla utilização nos estudos da conformação de metais, apresenta a perda de precisão dos resultados numéricos e interrupção da simulação nas situações envolvendo grandes deformações, onde a malha de elementos finitos sofre grandes

distorções (simulações de trefilação, extrusão, forjamento, laminação, entre outras). Tanto a perda quanto a interrupção são problemas de natureza geométrica (qualidade dos elementos da malha), conforme as descrições abaixo mostram.

A perda de precisão começa acontecer antes da interrupção da simulação e, geralmente, é avaliada através dos seguintes erros: interpolação, arredondamento, truncamento, solução do sistema de equações não lineares. Esses erros são afetados direta ou indiretamente pela qualidade dos elementos utilizados na malha (nível de distorção do elemento), tendo seus valores aumentados a medida que o elemento é distorcido. As fórmulas para o cálculo dos erros são encontradas na literatura^(82,83,84,85,86). A equação abaixo representa a fórmula do erro de interpolação proposta por Oden e Reddy⁽⁸⁶⁾:

$$\frac{e}{\|u\|} \leq c_p \frac{\sup J}{\inf J} h^{k_i+1-m_o} \quad (3.59)$$

onde c_p é uma constante característica do problema sendo analisado, $\sup J$ representa o maior auto valor da matriz Jacobiana, $\inf J$ é o menor auto valor da matriz Jacobiana, h corresponde a um comprimento característico do elemento, k_i equivale à ordem completa do polinômio de interpolação e m_o representa a ordem da derivada máxima que aparece no funcional. Portanto, nos programas adotando a discretização através de uma malha de elementos finitos, é importante acompanhar os erros mencionados, para certificar-se da precisão dos resultados gerados.

A interrupção da simulação descrita na literatura pelo termo Jacobiano negativo está associada à matriz Jacobiana. Essa matriz tem por finalidade relacionar as derivadas em relação às coordenadas naturais com as derivadas em relação às coordenadas globais através da equação:

$$\begin{Bmatrix} \frac{\partial q_\alpha}{\partial \xi} \\ \frac{\partial q_\alpha}{\partial \eta} \\ \frac{\partial q_\alpha}{\partial \zeta} \end{Bmatrix} = \mathbf{J} \begin{Bmatrix} \frac{\partial q_\alpha}{\partial x} \\ \frac{\partial q_\alpha}{\partial y} \\ \frac{\partial q_\alpha}{\partial z} \end{Bmatrix} \quad (3.60)$$

a qual também pode ser escrita como:

$$\begin{Bmatrix} \frac{\partial q_\alpha}{\partial \xi} \\ \frac{\partial q_\alpha}{\partial \eta} \\ \frac{\partial q_\alpha}{\partial \zeta} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} & \frac{\partial z}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x}{\partial \eta} & \frac{\partial y}{\partial \eta} & \frac{\partial z}{\partial \eta} \\ \frac{\partial x}{\partial \zeta} & \frac{\partial y}{\partial \zeta} & \frac{\partial z}{\partial \zeta} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\partial q_\alpha}{\partial x} \\ \frac{\partial q_\alpha}{\partial y} \\ \frac{\partial q_\alpha}{\partial z} \end{Bmatrix} \quad (3.61)$$

Durante o cálculo da matriz de rigidez do elemento, as derivadas em relação às coordenadas globais são utilizadas e, dessa forma:

$$\begin{Bmatrix} \frac{\partial q_\alpha}{\partial x} \\ \frac{\partial q_\alpha}{\partial y} \\ \frac{\partial q_\alpha}{\partial z} \end{Bmatrix} = \mathbf{J}^{-1} \begin{Bmatrix} \frac{\partial q_\alpha}{\partial \xi} \\ \frac{\partial q_\alpha}{\partial \eta} \\ \frac{\partial q_\alpha}{\partial \zeta} \end{Bmatrix} \quad (3.62)$$

o que evidencia a necessidade da existência da matriz Jacobiana inversa.

Para que a matriz Jacobiana inversa exista é necessário haver uma relação unívoca entre as coordenadas locais e globais dos elementos, o que equivale dizer que o determinante da matriz Jacobiana deve ser positivo para qualquer ponto dentro dos elementos que compõem a malha⁽⁸⁷⁾.

Nos casos onde o elemento sofre grandes distorções (ver figura 3.58), a relação unívoca deixa de existir e o determinante da matriz Jacobiana assume valores nulos ou negativos em alguns pontos no elemento. Nessas condições, ou não é possível calcular a matriz Jacobiana inversa e conseqüentemente a matriz de rigidez do elemento ou é infactível, o que acarreta a interrupção da simulação mencionada anteriormente.

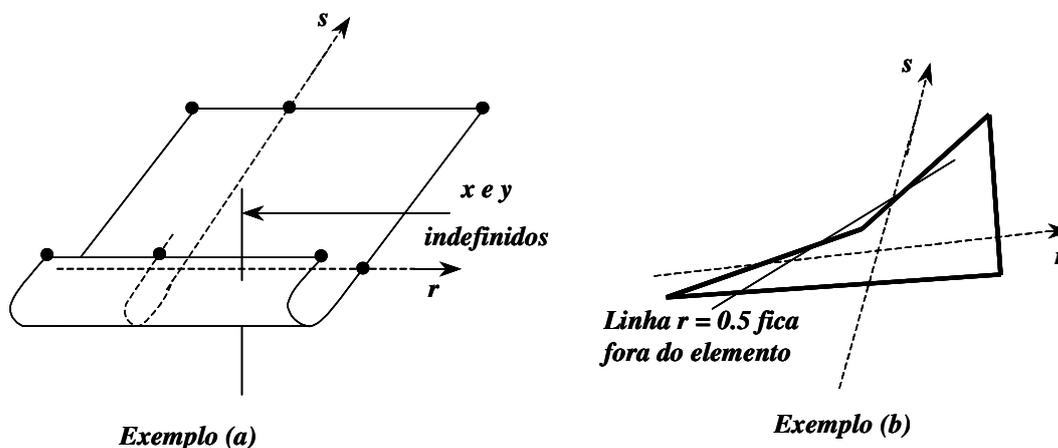


Figura 3.58 - Elementos distorcidos⁽⁸⁷⁾.

3.5.1.6. Procedimento Convencional para Resolução da Perda de Precisão dos Resultados e da Interrupção da Simulação

O procedimento convencional para resolver os problemas descritos na introdução é definido na literatura como remalha. Em linhas gerais, esse procedimento pode ser descrito através dos seguintes passos:

- Geração da nova malha;
- Suavização da malha gerada;
- Otimização da banda da matriz de rigidez;
- Transferência dos campos de variáveis.

Os algoritmos utilizados na geração da nova malha são classificados da seguinte maneira^(82,83,84): algoritmos adaptativos de re-alocação de nós, algoritmos de refinamento h, algoritmos de refinamento p e algoritmos de refinamento hp. Nos algoritmos adaptativos de re-alocação de nós, a topologia da malha permanece a mesma, mas os nós da malha são deslocados, a fim de aumentar a densidade de pontos onde isso se fizer necessário (regiões críticas da malha antiga), conforme ilustra a figura 3.59. Obviamente, a melhoria que pode ser obtida é restrita, pois o número de nós e a ordem das funções de aproximação continuam as mesmas.

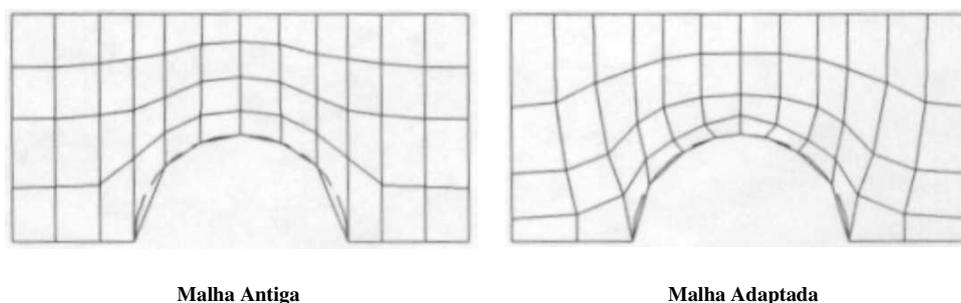


Figura 3.59 - Critério de adaptação para geração da nova malha.

Os algoritmos de refinamento h subdividem a região crítica da malha em vários elementos, sendo que os novos elementos utilizam polinômios de interpolação de mesma ordem dos anteriores (ver figura 3.60).

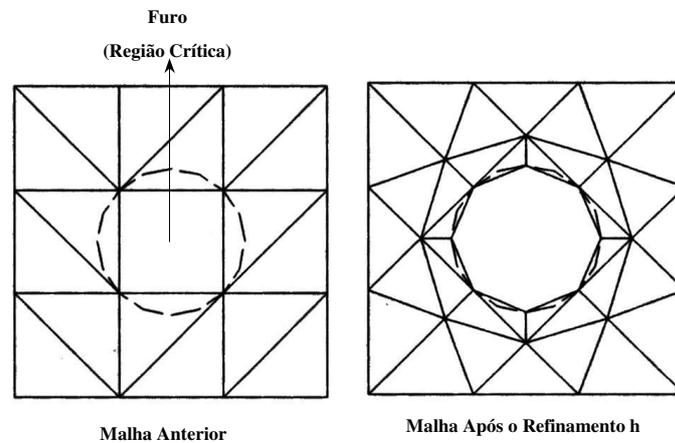


Figura 3.60 - Critério de refinamento h .

Nos algoritmos de refinamento p , os novos elementos cobrem a mesma área dos elementos anteriores, mas apresentam uma ordem maior dos polinômios de interpolação, ou seja, elementos inicialmente lineares são convertidos para quadráticos cúbicos e assim por diante. Os algoritmos de refinamento hp utilizam as duas idéias anteriores de refinamento.

A suavização da malha gerada consiste em amenizar a transição das regiões da malha com muitos elementos para aquelas regiões da malha com poucos elementos (ver figura 3.61). Esse processo pode ser feito através de um procedimento de suavização Laplaciano iterativo.

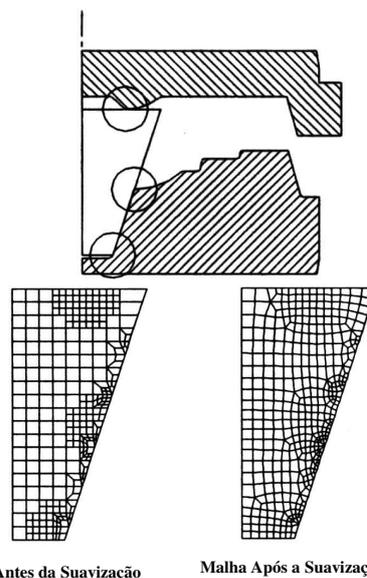


Figura 3.61 - Ilustração do procedimento de suavização.

A otimização da banda da matriz de rigidez tem por objetivo diminuir a extensão útil das linhas dessa matriz, a fim de reduzir o custo computacional da análise, quando é utilizada uma rotina de solução de sistemas de equações algébricas com armazenamento em banda. O processo é obtido através da renumeração dos nós da nova malha. Essa idéia é ilustrada na figura 3.62.

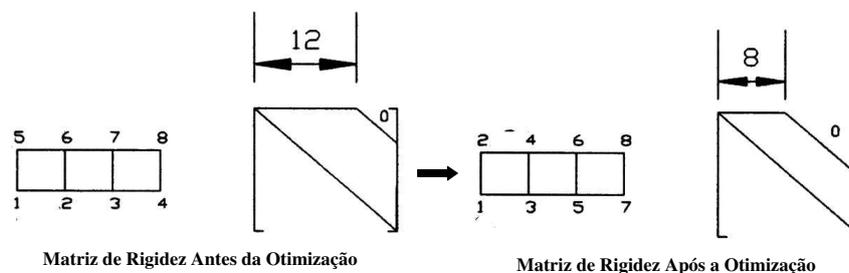


Figura 3.62 - Ilustração do procedimento de otimização da banda.

A transferência do campo de variáveis tem a finalidade de interpolar os valores dos nós da malha antiga para a nova malha, a fim de ser dada continuidade à simulação. Esse processo é descrito em artigos e livros na literatura.

Através dos diversos artigos encontrados na literatura, é possível perceber que o processo de remalha encontra-se em constante aprimoramento. O trabalho de Schneiders e Bünten⁽⁸⁸⁾ questiona os métodos convencionais de geração de nova malha para problemas em 3D e propõe um novo algoritmo para remalha, o qual utiliza elementos hexaédricos. Zhy *et al.*⁽⁸⁹⁾ propõem um método de remalha automático que possibilita a modelagem de processos complexos de conformação (grandes deformações) sem a interferência do usuário. Liu *et al.*⁽⁹⁰⁾ apresentam um algoritmo de remalha local automático, o qual possibilita uma redução da interferência entre ferramenta e peça e reduz a quantidade de vezes que a remalha global é realizada. Em Zhan *et al.*⁽⁹¹⁾, tendo como foco a simulação do forjamento de uma hélice, o procedimento de geração de uma malha 3D partindo da fronteira para o interior da peça é desenvolvido, sendo a principal vantagem do algoritmo a possibilidade de construção da nova malha sem a necessidade de gerar específicos módulos a serem conectados. Tendo o mesmo objetivo do trabalho de Zhy *et al.*⁽⁸⁹⁾, Kurman e Ravindranath⁽⁹²⁾ desenvolvem um algoritmo para remalha automático através do qual a análise é realizada sem a intervenção do usuário.

Em função das características da remalha, seria mais correto definir o processo como uma forma de contorno, mas não de solução dos problemas de perda de precisão dos resultados e interrupção da simulação, pois uma vez realizado o processo, caso a peça continue a apresentar uma grande deformação, novamente ocorrerá a perda de precisão e interrupção, sendo necessário uma nova remalha. Além disso, a transferência do campo de variáveis apresenta um erro de interpolação inerente ao procedimento o qual, após inúmeras remalhas, pode diminuir a precisão dos resultados. Portanto, embora a remalha apresente-se como uma alternativa para as simulações envolvendo grandes deformações, o desenvolvimento de um método que não apresente os inconvenientes desse procedimento torna-se pertinente.

3.5.2. Formulação Elasto-Plástica Associada a Malha de Elementos Finitos

Na formulação elasto-plástica, o comportamento elástico do material é considerado e a deformação é dividida em uma parcela elástica mais uma parcela plástica de forma aditiva ou multiplicativa. Essa formulação, geralmente, é aplicada em situações onde existe um interesse na análise da recuperação do material após o descarregamento.

A resolução de um problema de conformação de metais utilizando a formulação elasto-plástica segue os mesmos passos da formulação de fluxo com algumas adaptações. A seguir, as adaptações realizadas para essa formulação são mencionadas.

3.5.2.1. Definição e Resolução Numérica da Equação Global de Rigidez

A definição e resolução da equação global de rigidez pode ser feita utilizando o funcional descrito em termos da taxa do tensor tensão ou em termos de incrementos de deslocamentos⁽⁷⁹⁾.

Para o procedimento adotando o funcional descrito em termos da taxa, utiliza-se a seguinte equação:

$$\int_{V_0} \left[\left(\frac{D\tau_{ij}}{Dt} - 2\sigma_{ik} \mathcal{E}_{kj} \right) \delta \mathcal{E}_{ij} + \sigma_{ik} \frac{\partial u_j}{\partial x_k} \delta \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] dV = \int_{S_0} \mathbf{F}_j \delta u_j dS \quad (3.63)$$

onde τ_{ij} são as componentes do tensor tensão de Kirchhoff, \mathcal{E}_{ij} correspondem às componentes do tensor taxa de deformação, σ_{ik} representam as componentes do tensor tensão de Cauchy e u_j são as variações das componentes de velocidades nodais.

No procedimento utilizando os incrementos de deslocamento, o seguinte funcional é adotado:

$$\int_{V_0} \left(\Delta S_{ij} \delta_{ki} + S_{ij} \Delta u_{k,i} + \Delta S_{ij} \Delta u_{k,i} \right) \delta u_{k,j} dV = \int_{S_0} \Delta F_i \delta u_i dS \quad (3.64)$$

onde S_{ij} representa o segundo tensor tensão de Piolla-Kirchhoff e u_k é o deslocamento na configuração instantânea.

A partir das equações (3.63) ou (3.64), o procedimento de montagem e resolução da equação global de rigidez para obtenção da correção das velocidades (equação (3.63)) ou dos incrementos de deslocamentos (equação (3.64)) é semelhante àquele da formulação de fluxo. Após a convergência do procedimento, as correções das velocidades ou os incrementos são utilizados para o cálculo final das deformações e tensões.

3.5.2.2. Cálculo da Deformação e Tensão

A título de ilustração, o algoritmo adotado para o cálculo das deformações e tensões a partir dos incrementos de deslocamentos obtidos pela equação (3.64) é descrito⁽⁹³⁾. Outros exemplos do cálculo da deformação e tensão utilizando a formulação elasto-plástica podem ser encontrados na literatura^(79,93).

A fim de facilitar o entendimento do algoritmo, a figura 3.63 ilustra as configurações envolvidas no processo com seus respectivos tensores gradientes de deformação. Quatro configurações são estabelecidas, a saber: X , x_n , x_{n+1} , $x_{n+\alpha}$. Para a configuração X , os tensores gradientes de deformação \mathbf{F}_n , $\mathbf{F}_{n+\alpha}$, \mathbf{F}_{n+1} são definidos. A configuração x_n é

relacionada aos tensores $\mathbf{f}_{n+\alpha}$ e \mathbf{f}_{n+1} . O tensor gradiente de deformação $\tilde{\mathbf{f}}_{n+\alpha}$ é atribuído à configuração $x_{n+\alpha}$.

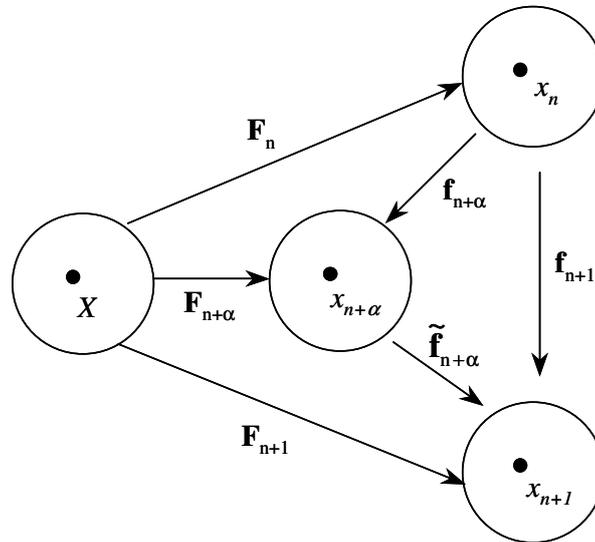


Figura 3.63 - Configurações e tensores gradientes de deformação⁽⁹³⁾.

Tomando por base as definições da figura 3.63, o cálculo das deformações e tensões é realizado seguindo a rotina da figura 3.64. Os parâmetros de entrada do algoritmo são o tensor tensão de Kirchhoff $\boldsymbol{\tau}$, o vetor das variáveis internas de encruamento α_{en} e a função deslocamento ρ , todos definidos na configuração instantânea n . No passo 2, todos os tensores gradientes de deformação em diferentes configurações são definidos como funções do gradiente do vetor deslocamento \mathbf{u} em relação à variável x_n , sendo o vetor \mathbf{u} obtido a partir dos deslocamentos calculados no item 5.2.1. Os tensores gradientes de deformação são empregados, em seguida, para obtenção do tensor de deformação incremental na configuração $n+\alpha$ (ver passo 3). Com os cálculos anteriores, o tensor tensão de Kirchhoff tentativa é calculado em relação a configuração $n+\alpha$ - passo 4 da rotina. O tensor tensão tentativa é utilizado na verificação da condição de escoamento descrita no passo 5, a qual é representada pela sentença da estrutura condicional. A resposta positiva da estrutura indica que o ponto analisado na peça sofreu deformação elástica, sendo as tensões e deformações no estado $n+1$ (\mathbf{e}_{n+1} , $\boldsymbol{\tau}_{n+1}$) definidas conforme as equações descritas na primeira parte da estrutura condicional. A resposta negativa da estrutura indica que o ponto analisado sofreu deformação elástica e plástica, sendo utilizadas as equações da segunda parte da estrutura condicional para a definição das tensões e deformações no estado $n+1$.

1. Dados do problema : $\{\boldsymbol{\tau}_n, \alpha_{cn}\}$, e $\boldsymbol{\varphi}_n : B \rightarrow \mathbb{R}^3$

2. Dado $\mathbf{u} : \rho_n(B) \rightarrow \mathbb{R}^3$, calcule os seguintes gradientes :

$$\mathbf{f}_{n+1} = \mathbf{1} + \nabla_{\mathbf{x}_n} \mathbf{u}$$

$$\mathbf{f}_{n+\alpha} = \mathbf{1} + \alpha \nabla_{\mathbf{x}_n} \mathbf{u}$$

$$\tilde{\mathbf{f}}_{n+\alpha} = \mathbf{f}_{n+1} \mathbf{f}_{n+\alpha}$$

3. Calcule o tensor de deformação incremental :

$$\tilde{\mathbf{e}}_{n+\alpha} = \frac{1}{2} \tilde{\mathbf{f}}_{n+\alpha}^T \left[\mathbf{1} - (\mathbf{f}_{n+1} \mathbf{f}_{n+1}^T)^{-1} \right] \tilde{\mathbf{f}}_{n+\alpha}$$

4. Calcule a tentativa para o estado $n+\alpha$:

$$\boldsymbol{\tau}_{n+\alpha}^{\text{trial}} = \mathbf{f}_{n+\alpha} \boldsymbol{\tau}_n \mathbf{f}_{n+\alpha}^T + \mathbf{a} : \tilde{\mathbf{e}}_{n+\alpha}$$

5. Calcule as variáveis de estado :

Se $\mathbf{f}_{n+\alpha}^{\text{trial}} = \|\text{dev}[\boldsymbol{\tau}_{n+\alpha}^{\text{trial}}]\| - \sqrt{\frac{2}{3}}(\sigma_y - k\alpha_{cn}) < 0$ então :

Estabeleça : $(\bullet)_{n+\alpha} = (\bullet)_{n+\alpha}^{\text{trial}}$

$$\mathbf{e}_{n+1} = \frac{1}{2} [\mathbf{1} - \mathbf{f}_{n+1}^{-T} \mathbf{f}_{n+1}^{-1}]$$

$$\boldsymbol{\tau}_{n+1} = \mathbf{f}_{n+1} \boldsymbol{\tau}_n \mathbf{f}_{n+1}^T + \tilde{\mathbf{a}}_{n+1} : \mathbf{e}_{n+1} \text{ e saia.}$$

Se não :

$$\text{tr}[\boldsymbol{\tau}_{n+\alpha}] = \text{tr}[\boldsymbol{\tau}_{n+\alpha}^{\text{trial}}]$$

$$\mathbf{n}_{n+\alpha} = \frac{\text{dev}[\boldsymbol{\tau}_{n+\alpha}^{\text{trial}}]}{\|\text{dev}[\boldsymbol{\tau}_{n+\alpha}^{\text{trial}}]\|}$$

$$\Delta\gamma = \frac{\langle \mathbf{f}_{n+1}^{\text{trial}} \rangle / 2\mu}{1 + K/3\mu}$$

$$\mathbf{e}_{n+1} = \frac{1}{2} [\mathbf{1} - \mathbf{f}_{n+1}^{-T} \mathbf{f}_{n+1}^{-1}], \alpha_{n+1} = \alpha_{cn} + \sqrt{(2/3)} \Delta\gamma$$

$$\boldsymbol{\tau}_{n+\alpha} = \boldsymbol{\tau}_{n+\alpha}^{\text{trial}} - 2\mu \Delta\gamma \mathbf{n}_{n+\alpha}, \boldsymbol{\tau}_{n+1} = \tilde{\mathbf{f}}_{n+\alpha} \boldsymbol{\tau}_{n+\alpha} \tilde{\mathbf{f}}_{n+\alpha}^T \text{ e saia.}$$

Figura 3.64 - Algoritmo para o cálculo das deformações e tensões⁽⁹³⁾.

Os problemas de perda de precisão e interrupção da simulação descritos para a formulação de fluxo associada à malha de elementos finitos também são característicos da formulação elasto-plástica utilizando uma malha. Dessa forma, as mesmas observações feitas no item 5.1.5 aplicam-se também a esta formulação.

Nos itens 5.1 e 5.2, as idéias básicas sobre as formulações de fluxo e elasto-plástica associadas a uma malha são descritas. O aprimoramento dessas teorias ao longo dos anos pode ser encontrado em textos mais densos sobre teoria de elementos finitos, tais como: Simo⁽⁹³⁾, Crisfield⁽⁹⁴⁾, dentre outras.

3.5.3. O Método de Elementos Finitos Sem Malha

3.5.3.1. Fundamentos do Método de Elementos Finitos Sem Malha

O método de elementos finitos sem malha é integrante de uma classe de métodos numéricos para a solução de problemas de valores de contorno denominada métodos sem malha. Essa classe de métodos utiliza equações de governo do modelo discretizado que independem, ou quase, da definição de uma malha de elementos finitos⁽⁹⁵⁾. No método de elementos finitos com malha^(79,87,93), a aproximação do resultado é realizada mediante interpolações locais dentro de cada elemento, sendo restrita ao elemento. Nos métodos sem malha, a aproximação é construída em cada posição do domínio global e o caráter local da aproximação é mantido conforme a definição dos domínios de influência, denominados nuvens⁽⁹⁵⁾. Com essa estratégia é possível, em cada posição de interesse, definir novas relações associadas a valores nodais a partir de uma distribuição arbitrária de pontos nodais, sem a necessidade da definição de elementos (ver figura 3.65).

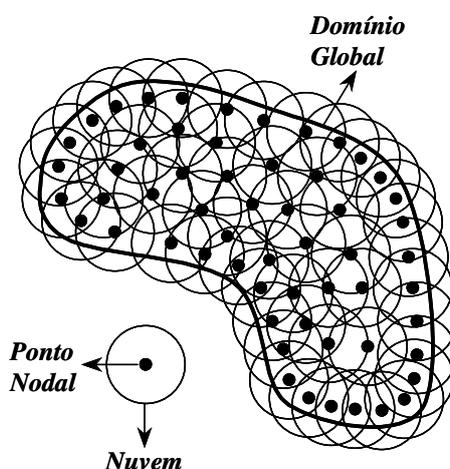


Figura 3.65 - Aproximação através do método sem malha⁽⁹⁵⁾.

A base da formulação dos métodos sem malha é o Método de Mínimos Quadrados Móveis⁽⁹⁵⁾. De acordo com esse procedimento, considerando os pares de valores $(x_\alpha, f(x_\alpha))$, onde o ponto x_α pertence ao conjunto arbitrário \mathbf{Q}_N definido por $\mathbf{Q}_N = \{x_1, x_2, x_3, \dots, x_N \mid x_\alpha \in \Omega, \alpha = 1 \dots N\}$, uma aproximação local do conjunto de pontos $(x_\alpha, f(x_\alpha))$ é dada pela aproximação polinomial:

$$p(x) = a_0 + a_1x + \dots + a_mx^m \quad (3.65)$$

cujos coeficientes dependem de alguma função peso $W_\alpha(x, x_\alpha)$.

No Método de Mínimos Quadrados, o erro em cada ponto "x" é igualmente afetado por todos os pares de valores $(x_\alpha, f(x_\alpha))$, mesmo os mais afastados. A fim de manter uma aproximação local, similar a obtida no método de elementos finitos com malha, uma alternativa ao procedimento clássico é a utilização do Método de Mínimos Quadrados Móveis com o cálculo do erro sendo realizado através de uma função peso que reduza, ou mesmo elimine, a influência de pontos afastados do ponto "x" em consideração. Nesse caso, o erro é medido por:

$$E(p) = \sum_{\alpha=1}^N W_x(x) [p(x) - f(x_\alpha)]^2 \quad . \quad (3.66)$$

A minimização do erro conduz ao seguinte sistema algébrico de equações:

$$\begin{pmatrix} \sum_{\alpha} W_{\alpha} x_{\alpha}^0 & \sum_{\alpha} W_{\alpha} x_{\alpha}^1 & \Lambda & \sum_{\alpha} W_{\alpha} x_{\alpha}^M \\ \sum_{\alpha} W_{\alpha} x_{\alpha}^1 & \sum_{\alpha} W_{\alpha} x_{\alpha}^2 & \Lambda & \sum_{\alpha} W_{\alpha} x_{\alpha}^{M+1} \\ \text{M} & \text{M} & \text{M} & \text{M} \\ \sum_{\alpha} W_{\alpha} x_{\alpha}^M & \sum_{\alpha} W_{\alpha} x_{\alpha}^{M+1} & \Lambda & \sum_{\alpha} W_{\alpha} x_{\alpha}^{2M} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} a_0 \\ a_1 \\ \text{M} \\ a_M \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sum_{\alpha} W_{\alpha} f(x_{\alpha}^0) \\ \sum_{\alpha} x_{\alpha}^1 W_{\alpha} f(x_{\alpha}^0) \\ \text{M} \\ \sum_{\alpha} x_{\alpha}^M W_{\alpha} f(x_{\alpha}^0) \end{pmatrix} \quad . \quad (3.67)$$

Após a resolução do sistema acima, os coeficientes a_i da aproximação polinomial passam a ser funções da coordenada x, isto é: $a_i = a_i(x)$.

Portanto, o critério essencial para a aproximação polinomial descrita é utilizar funções que atribuam um maior peso aos pontos " x_α " mais próximos de "x". Em Barcellos *et al.*⁽⁹⁶⁾, várias funções peso e sua influência sobre os resultados de vigas de Timoshenko são apresentados.

3.5.3.2. Evolução da Utilização do Método de Elementos Finitos Sem Malha

Nayroles *et al.*⁽⁹⁷⁾, inicialmente, desenvolveram o Método dos Elementos Difusos como um aprimoramento da aplicação da teoria do Método dos Mínimos Quadrados Móveis para a melhoria da estimativa de tensões nodais a partir de seus valores em pontos ótimos. Esse método adotava uma forma simplificada para as derivadas dos coeficientes da função aproximação polinomial. O trabalho de Nayroles serviu de base para outras

formulações, por exemplo: Belytschko *et al.*⁽⁹⁸⁾ e Oñate *et al.*⁽⁹⁹⁾. Belytschko obteve resultados mais precisos que os de Nayroles utilizando uma formulação sem a simplificação do cálculo das derivadas. Essa abordagem tem sido muito utilizada no estudo de propagação de fraturas.

Nos trabalhos mencionados, o enriquecimento polinomial é obtido pela inserção de novos pontos nodais, os quais devem estar localizados de forma adequada para permitir o cálculo das novas funções de aproximação. A fim de contornar a limitação quanto a localização dos pontos, Duarte *et al.*^(95,100,101) propuseram o hp- Clouds Method no qual as aproximações são localmente constantes e, por isso, de baixo custo e menor precisão. Entretanto, essas funções podem ser enriquecidas, quando multiplicadas por funções arbitrárias tais como: polinômios, soluções particulares, camadas limites dentre outras.

Embora as formulações do método de elementos finitos sem malha acima tenham se apresentado como uma excelente solução para os problemas de perda de precisão dos resultados e interrupção da simulação, esses procedimentos apresentaram o inconveniente de um alto custo computacional. Esse fato ocorre devido à necessidade de vários pontos de integração, para integrar as funções independentes de malha e seus produtos ao longo do domínio sendo analisado.

A fim de resolver a questão do alto custo de integração, estudos recentes têm adotado o procedimento de unir a teoria do método de elementos finitos baseado na malha de elementos finitos à teoria do método de elementos finitos sem malha, dando origem ao método de elementos finitos generalizados, GFEM^(102,103). Em outras abordagens, a teoria do método sem malha é empregada apenas nas regiões do domínio onde sua utilização é estritamente necessária enquanto, nas outras regiões, a teoria do método de elementos finitos baseado na malha é utilizada. Os trabalhos de Belytschko *et al.*⁽¹⁰⁴⁾, Hegen⁽¹⁰⁵⁾, Huerta e Fernandes⁽¹⁰⁶⁾, Liu *et al.*⁽¹⁰⁷⁾, Duarte *et al.*⁽¹⁰⁸⁾ adotam essa idéia de utilização parcial do método sem malha.

As pesquisas mencionados sobre o método de elementos finitos sem malha e outras encontrados na literatura^(109,110) mostram a tendência da adoção dessa metodologia para análise das grandes deformações. Também é fato que a junção da teoria do método de

elementos finitos baseado na malha e a teoria sem malha apresenta-se como uma alternativa para os estudos dessa área. Neste último nicho de pesquisa, os estudos voltados para análise de processos de conformação ainda são incipientes. Portanto, trabalhos com esse intuito tornam-se pertinentes, a fim de aprimorar as análises numéricas dos processos de conformação.

Nas simulações realizadas no presente trabalho, fez-se a opção de utilizar a formulação elasto-plástica do código comercial DEFORM-2D. A escolha por essa abordagem foi devido ao interesse de analisar as tensões residuais ao final da trefilação das barras. O código elasto-plástico do programa utiliza a discretização através de uma malha de elementos finitos e adota o funcional descrito em termos da taxa de deformação (ver equação (3.63)). O tensor taxa de deformação é decomposto de forma aditiva em suas parcelas elástica e plástica, utilizando a equação:

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}} = \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^e + \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p \quad . \quad (3.68)$$

A rotina para o cálculo do estado de tensão no tempo t_n , nos pontos que sofrem deformação plástica, é ilustrada na figura 3.66. Inicialmente o termo $2G\Delta\boldsymbol{\epsilon}$ é somado ao tensor tensão deviatória \mathbf{S}_t da configuração de referência, sendo que o símbolo G representa a matriz com as componentes do módulo de cisalhamento do material e o símbolo $\Delta\boldsymbol{\epsilon}$ corresponde ao incremento de deformação elástica. Essa soma representa o cálculo inicial do tensor tensão deviatória \mathbf{S} , para a configuração do tempo t_n . Em seguida, o termo $2G\Delta\lambda\mathbf{S}$ é subtraído da soma anterior, a fim de obter o tensor tensão deviatória final na configuração t_n . O cálculo de $\Delta\lambda$ é realizado através da equação:

$$\Delta\lambda = \frac{3}{2} \frac{\Delta\bar{\boldsymbol{\epsilon}}^p}{q}, \quad q = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{S} : \mathbf{S}} \quad (3.69)$$

onde o símbolo q (tensão efetiva) representa o termo descrevendo o crescimento da função de escoamento, durante a deformação do material. O valor do incremento de deformação efetiva $\Delta\bar{\boldsymbol{\epsilon}}^p$ é retirado da curva tensão efetiva x deformação efetiva do material considerado, a partir do valor de q . O parâmetro q obtido conforme a descrição acima mostra que o programa DEFORM-2D adota a descrição isotrópica do encruamento do material. De acordo com a literatura⁽⁶⁹⁾, o encruamento isotrópico é indicado para condições de carregamento radiais, proporcionais. A rotina para obtenção do tensor tensão deviatória descrita acima é semelhante àquela ilustrada no fluxograma da figura 3.64.

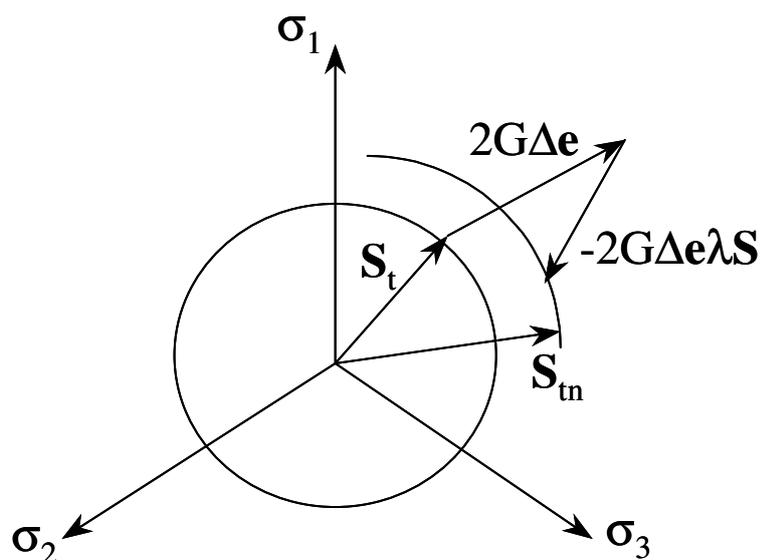


Figura 3.66 – Rotina de cálculo do estado de tensão do programa DEFORM-2D.

Atualmente, o emprego das formulações utilizando o método de elementos finitos sem malha encontra-se voltado para problemas da elasticidade, sendo incipientes as pesquisas utilizando esse método para o estudo da conformação de metais. Esse fato também contribuiu para a escolha da formulação elasto-plástica associada à malha para as simulações em questão.

4. METODOLOGIA

De acordo com o objetivo do trabalho, a metodologia foi dividida em três partes:

- Simulação numérica sem considerar o efeito do caminho de deformação;
- Simulação numérica considerando o efeito do caminho de deformação;
- Comparação dos resultados de deformação efetiva, de tensão efetiva e de tensões residuais obtidos nas simulações dos itens anteriores e análise dos resultados de carga de trefilação das duas simulações com os resultados experimentais.

As características de cada etapa são descritas nos itens abaixo.

4.1. Simulação Numérica sem Considerar o Efeito do Caminho de Deformação

Visando uma análise em termos de semi-ângulo de trefilação e redução de área, as condições de trefilação mostradas na tabela IV.1 foram simuladas. Essas condições foram as mesmas do trabalho experimental de Corrêa⁽²¹⁾.

Tabela IV.1 – Condições de Trefilação.

Condição de Trefilação	Semi-ângulo de Trefilação	Redução de Área
1	3°	8%
2	3°	15%
3	8°	8%
4	8°	15%
5	20°	8%
6	20°	15%

O pré-processamento, o processamento e o pós-processamento das simulações foram feitos no pacote comercial de elementos finitos DEFORM V_8.0 elaborado pela Scientific Forming Technology Corporation – SFTC.

Essa etapa teve por objetivo gerar os resultados que serviram de comparação para as simulações considerando o efeito do caminho de deformação e as seguintes atividades foram realizadas:

- Simulações para determinação do intervalo de tempo apropriado para o passo da simulação;
- Simulações para determinação dos resultados definitivos de carga de trefilação, deformação efetiva, tensão efetiva e tensões residuais.

4.1.1. Simulações para Determinação do Intervalo de Tempo Apropriado para o Passo da Simulação

Conforme descrito na literatura⁽⁷⁹⁾, o intervalo de tempo utilizado no passo da simulação baseada na teoria incremental deve ser pequeno, a fim de garantir a validade da equação (3.56). Dessa forma, para as condições de trefilação da tabela IV.1, simulações com diferentes intervalos de tempo Δt (ver tabela IV.2) foram realizadas, para verificar o intervalo apropriado. Essa verificação foi realizada para malhas de 400 e 4000 elementos.

Tabela IV.2 - Intervalos de tempos analisados.

	Condição											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Δt (s)	0,1	0,2	0,3	0,6	0,9	1,1	1,5	2,0	2,5	3,0	3,5	4,0

No pré-processamento, em função das características geométricas da trefilação, as simulações foram definidas como axissimétricas, ou seja, a representação geométrica do processo consistiu apenas da metade da vista do corte longitudinal (ver figura 4.1). A geometria das feiras e das barras seguiram as mesmas dimensões definidas no trabalho experimental dessas trefilações⁽²¹⁾. O número de passos de cada simulação foi função do tempo real da simulação retirado do trabalho experimental de Corrêa⁽²¹⁾ e do intervalo de tempo adotado.

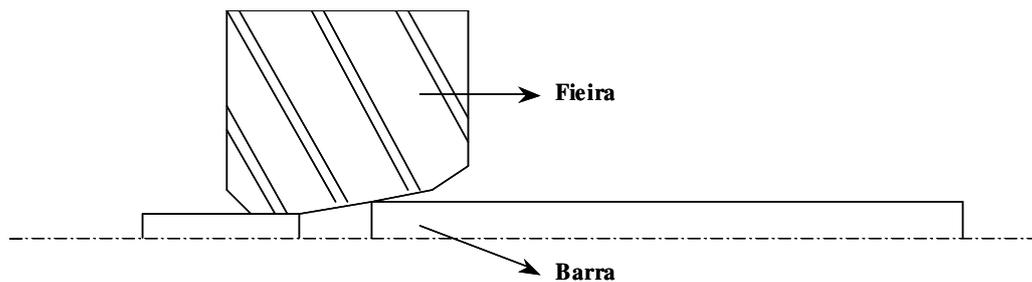


Figura 4.1 – Desenho do processo de trefilação a ser usado no pré-processamento.

As fieiras foram consideradas como materiais rígidos e as barras como materiais elastoplásticos. A curva tensão efetiva x deformação efetiva utilizada para as barras durante as simulações foi retirada da literatura⁽²¹⁾. Essa curva foi obtida através do ensaio de tração de corpos de provas do aço inoxidável 420 recozido e não apresenta nenhuma característica relacionada ao efeito do caminho de deformação (ver figura 4.2).

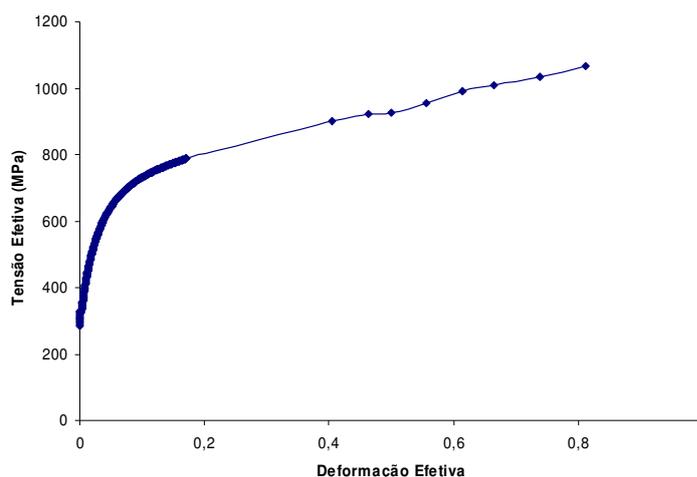


Figura 4.2 – Curva tensão efetiva x deformação efetiva do aço inoxidável 420 recozido⁽²¹⁾.

Em função das características estabelecidas para a fieira e a barra, apenas para as barras foi necessário definir a malha de elementos finitos. As malhas foram geradas pelo procedimento padrão do programa, sendo utilizados elementos isoparamétricos bilineares de quatro nós, conforme indicação da literatura^(2,3).

O modelo de atrito utilizado para descrever o contato entre a fieira e a barra foi o de Coulomb. O coeficiente de atrito adotado nas simulações foi retirado da literatura⁽²⁵⁾, sendo o valor utilizado de $\mu_a = 0.1$.

A verificação do intervalo de tempo Δt adequado consistiu da avaliação da estabilização dos resultados de deformação efetiva e tensão efetiva em cada condição de trefilação e malha analisadas e posterior comparação dos intervalos de tempo de estabilização obtidos entre si, a fim de definir um único intervalo para as simulações posteriores.

Inicialmente, os dados de tensão efetiva e deformação efetiva foram coletados em seis pontos da seção da barra trefilada (ver figura 4.3) em cada condição de trefilação, para cada malha, nas várias simulações com diferentes Δt 's.

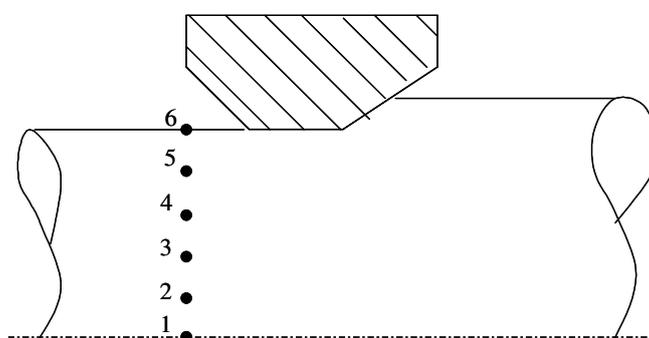


Figura 4.3 – Pontos de coleta dos dados de tensão e deformação efetivas.

Esses dados foram obtidos através da ferramenta point tracking fornecida pelo programa. A ferramenta tem por característica rastrear os valores das variáveis de saída (velocidade em cada nó, deformações, tensões, entre outras) em pontos pré-definidos, ao longo de toda simulação. Os dados de deformação efetiva e tensão efetiva foram coletados após passarem pela fieira e antes da simulação terminar, ou seja, com parte do arame ainda por ser trefilada (ver figura 4.3).

Os valores de deformação e tensão efetivas foram locados em gráficos semelhantes àquele da figura 4.4. Através dos gráficos, para cada condição de trefilação e malha analisada, o intervalo de tempo Δt de estabilização foi determinado. Em seguida, comparando-se os intervalos de estabilização de todas as condições e malhas analisadas, um único intervalo foi definido, o qual foi adotado nas simulações do item seguinte.

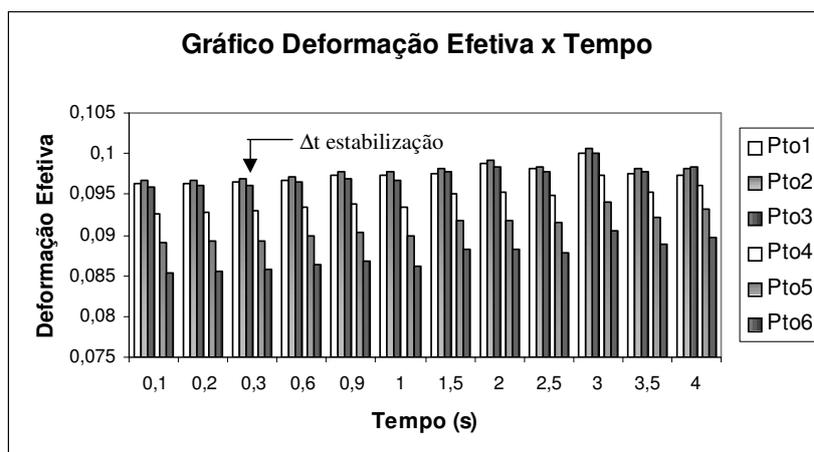


Figura 4.4 – Gráficos de análise do intervalo de tempo Δt .

4.1.2. Simulações para Determinação dos Resultados Finais de Carga de Trefilação, de Deformação Efetiva, de Tensão Efetiva e de Tensões Residuais

Utilizando o intervalo de tempo definido no item anterior, diversas malhas foram simuladas para as condições de 3° e 8%, 8° e 8% e 20° e 8%, a fim de verificar a estabilização dos resultados de carga de trefilação, de deformação efetiva, de tensão efetiva e de tensões residuais. A malha inicial adotada para todas as condições foi de 3 elementos na direção radial da barra. Em seguida, o número de elementos na direção radial foi aumentado gradativamente até a verificação da convergência dos resultados mencionados.

As malhas foram geradas através do procedimento padrão do programa, sendo utilizados elementos isoparamétricos bi-lineares de quatro nós, conforme indicação da literatura^(2,3). Os demais parâmetros das simulações foram idênticos àqueles utilizados nas simulações do item 4.1.1.

A avaliação da estabilização dos resultados seguiu o procedimento semelhante ao descrito no item 4.1.1, porém os resultados analisados foram: carga de trefilação, deformação efetiva, tensão efetiva, tensões residuais. Dessa forma, para cada condição de trefilação, seis gráficos semelhantes àquele da figura 4.5 foram elaborados. O levantamento dos dados de carga de trefilação não utilizou a ferramenta point tracking, pois essa variável de saída é obtida analisando-se os esforços na feira. Os dados de

deformação efetiva e tensão efetiva foram coletados antes da trefilação completa da barra e os dados de tensões residuais, após a barra sair da fieira, sendo esses dados obtidos usando a ferramenta point tracking. Os pontos para o point tracking foram idênticos àqueles definidos no item 4.1.1.

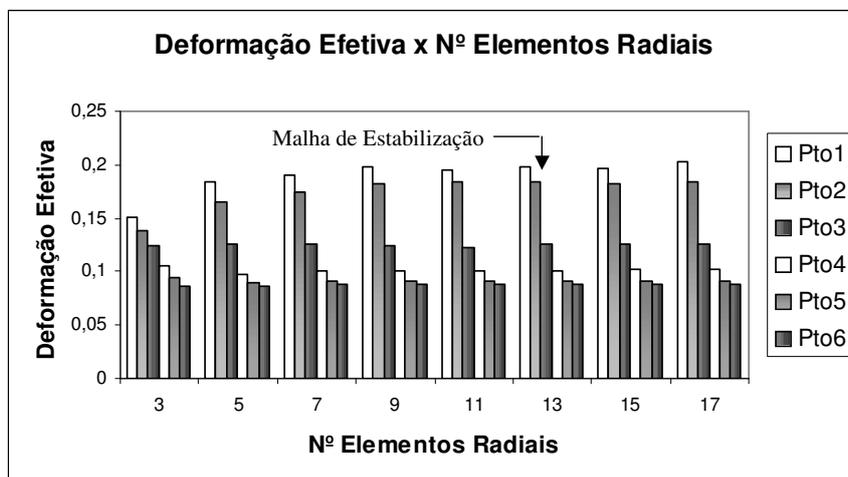


Figura 4.5 – Gráfico de análise da influência da malha.

No conjunto de gráficos de cada condição de trefilação, os valores finais de carga de trefilação, de deformação efetiva, de tensão efetiva e de tensões residuais foram definidos como aqueles referentes à malha característica do início da estabilização dos resultados de deformação efetiva (ver figura 4.5).

Através da comparação entre as malhas de estabilização dos resultados de deformação efetiva das condições de 3° e 8%, 8° e 8% e 20° e 8%, a maior malha necessária para estabilização foi verificada. Posteriormente, as simulações para todas as condições de trefilação (tabela IV.1) foram realizadas utilizando a maior malha e os resultados obtidos foram adotados como definitivos para as simulações sem considerar o efeito do caminho de deformação.

4.2. Simulação Numérica Considerando o Efeito do Caminho de Deformação

A diferença básica entre esse item e o anterior reside no fato que as simulações considerando o efeito do caminho de deformação tiveram como pré-requisito a definição de diferentes curvas de tensão efetiva x deformação efetiva a serem utilizadas

para diferentes camadas da barra trefilada. Os procedimentos de obtenção das curvas e das simulações são descritos nos dois tópicos a seguir.

4.2.1. Definição das Curvas de Tensão Efetiva x Deformação Efetiva para Diferentes Camadas do Material Trefilado

A definição das curvas de tensão efetiva x deformação efetiva das diferentes camadas seguiu o roteiro:

- Avaliação da carga a ser utilizada para as medidas subsequentes de microdureza Vickers;
- Definição da relação entre microdureza Vickers e tensão efetiva, a partir do ensaio de tração;
- Definição das diferentes camadas em cada condição de trefilação;
- Trefilação das condições estabelecidas (ver tabela IV.1);
- Medidas de microdureza Vickers das amostras trefiladas;
- Elaboração das curvas de tensão efetiva x deformação efetiva das camadas de todas as condições.

4.2.1.1. Avaliação da Carga a ser Utilizada para as Medidas Subsequentes de Microdureza Vickers

O procedimento abaixo se fez necessário, para garantir que as medidas de microdureza obtidas ao longo do trabalho fossem independentes da carga aplicada⁽¹¹¹⁾.

Medidas de microdureza na amostra do aço inoxidável 420 devidamente recozida foram realizadas, para valores de carga variando no intervalo de 10 gramas a 1000 gramas (escala do equipamento). Um microdurômetro FUTURE-TECH FM-700 foi utilizado para obtenção das medidas, sendo respeitadas as recomendações sobre distância entre impressões.

Ao final das medidas com todas as cargas, o gráfico de microdureza Vickers x carga foi elaborado, sendo a abscissa correspondente à carga aplicada e a ordenada a média aritmética dos valores de microdureza observados no valor de carga em questão. No gráfico acima mencionado, a carga escolhida para as medidas posteriores de dureza correspondeu ao menor valor de carga a partir do qual os resultados de microdureza ficaram constantes. A utilização da menor carga está associada à necessidade de obter impressões reduzidas, visto que a zona de deformação é relativamente pequena em algumas condições de trefilação analisadas no trabalho. O interesse por pequenas impressões torna-se mais claro no item 4.2.1.5.

O procedimento acima foi feito em triplicata, a fim de verificar a repetibilidade dos resultados.

4.2.1.2. Definição da Relação entre Microdureza Vickers e Tensão Efetiva a partir do Ensaio de Tração

A relação entre microdureza Vickers e tensão efetiva foi obtida através do ensaio de tração de amostras recozidas do aço inoxidável 420, utilizando um procedimento semelhante ao descrito no final do item 3.3.2. A relação foi utilizada no item 4.2.1.5, para transformar os dados de microdureza Vickers em valores de tensão efetiva.

Inicialmente, sete corpos de prova foram usinados como diâmetro de 8,0 mm e comprimento útil de 40,0 mm, a partir de barras devidamente recozidas. Essas amostras foram tracionadas em diferentes níveis de deformação, a fim de varrer um intervalo grande de deformações. Cinco corpos de prova tiveram a deformação abaixo da tensão limite de resistência do material (ver tabela IV.3) e dois foram deformados até a ruptura. Os ensaios foram realizados a uma velocidade de 4 mm/min e uma taxa de deformação

inicial de $0,0017 \text{ s}^{-1}$, sendo utilizada uma máquina INSTRON - modelo 4482 e controlador MERLIN, com extensômetro eletrônico série 2630-100 - comprimento útil de 25,0 mm.

Tabela IV.3 – Deformações adotados nos ensaios de tração.

	Amostra				
	A	B	C	D	E
Deformação (%)	1,0	4,2	7,4	10,6	13,8

Os corpos de prova deformados em níveis diferentes foram usinados de forma a obter um corte longitudinal (ver figura 4.6) e uma amostra da região deformada retirada. Posteriormente, essas amostras foram embutidas e polidas de acordo com os procedimentos padrões de metalografia, para subseqüentes medidas de microdureza Vickers.

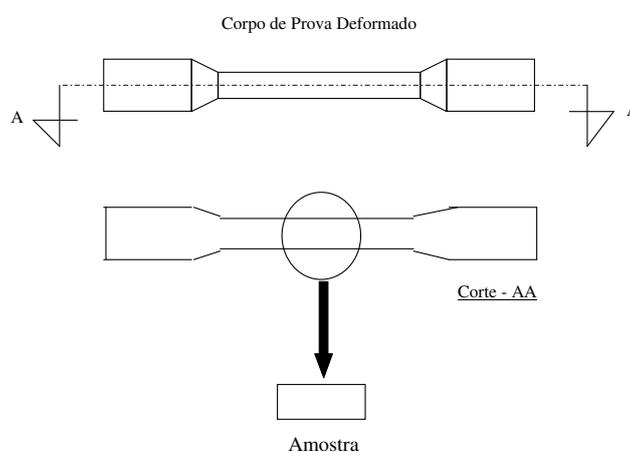


Figura 4.6 – Corte diametral das amostras tracionadas.

Ao longo de seção longitudinal das amostras, as medidas de microdureza Vickers foram realizadas, sendo a unidade de medida kgf/mm^2 . Nos corpos de prova que sofreram deformação uniforme, seis medidas de microdureza foram feitas e, posteriormente, calculada a média dos valores (ver figura 4.7a). Para as amostras rompidas, seis medidas de microdureza foram realizadas em diferentes seções transversais do pescoço formado no ensaio e, em seguida, calculada a média das medições (ver figura 4.7b).

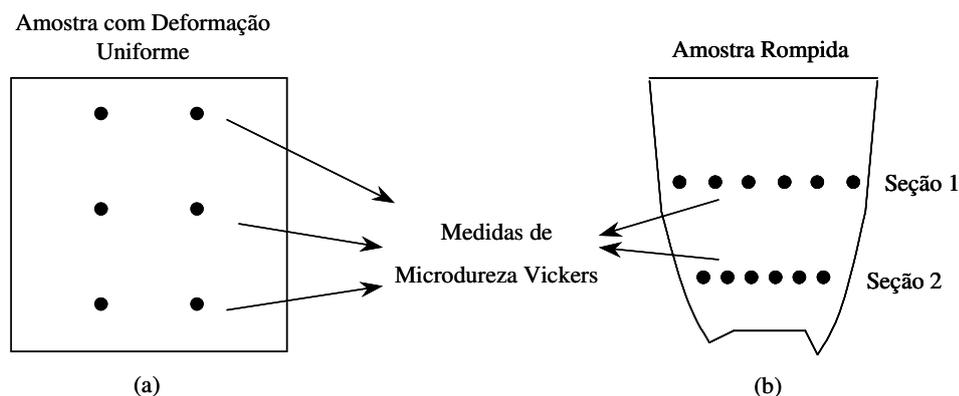


Figura 4.7 – Locais de medições nas amostras tracionadas.

Com os valores de microdureza obtidos para cada deformação, a curva microdureza Vickers x deformação efetiva do aço inoxidável 420 foi elaborada. Os valores de deformação das amostras que sofreram deformação uniforme corresponderam aos valores de interrupção do ensaio de tração. Para as amostras rompidas, a deformação em cada seção analisada foi calculada através da fórmula:

$$\varepsilon = \ln \frac{A_i}{A} \quad (4.1)$$

sendo A_i a área inicial do corpo de prova e A a área instantânea obtida a partir da medida do diâmetro da seção sendo analisada.

Para obter a relação entre a microdureza Vickers e a tensão efetiva do aço inoxidável 420, as medidas de microdureza foram transformadas para a unidade de MPa (ver figura 4.8). Em seguida, para as deformações da curva microdureza Vickers x deformação efetiva, acrescidas de 8%, os correspondentes valores de tensão efetiva na curva obtida no ensaio de tração do aço inoxidável 420 foram calculados⁽²¹⁾. Finalmente, os valores da microdureza Vickers para as deformações consideradas foram divididos pelos correspondentes valores de tensão efetiva obtido conforme descrição anterior. Dessa forma, a relação entre microdureza Vickers e tensão efetiva (equação (4.2)) foi obtida para cada deformação considerada na curva de microdureza Vickers x deformação efetiva.

$$C = mH_v(\varepsilon)/\sigma(\varepsilon+0.08) \quad (4.2)$$

Em seguida, uma curva descrevendo a relação entre microdureza/tensão em função da deformação efetiva acrescida de 8% foi elaborada.

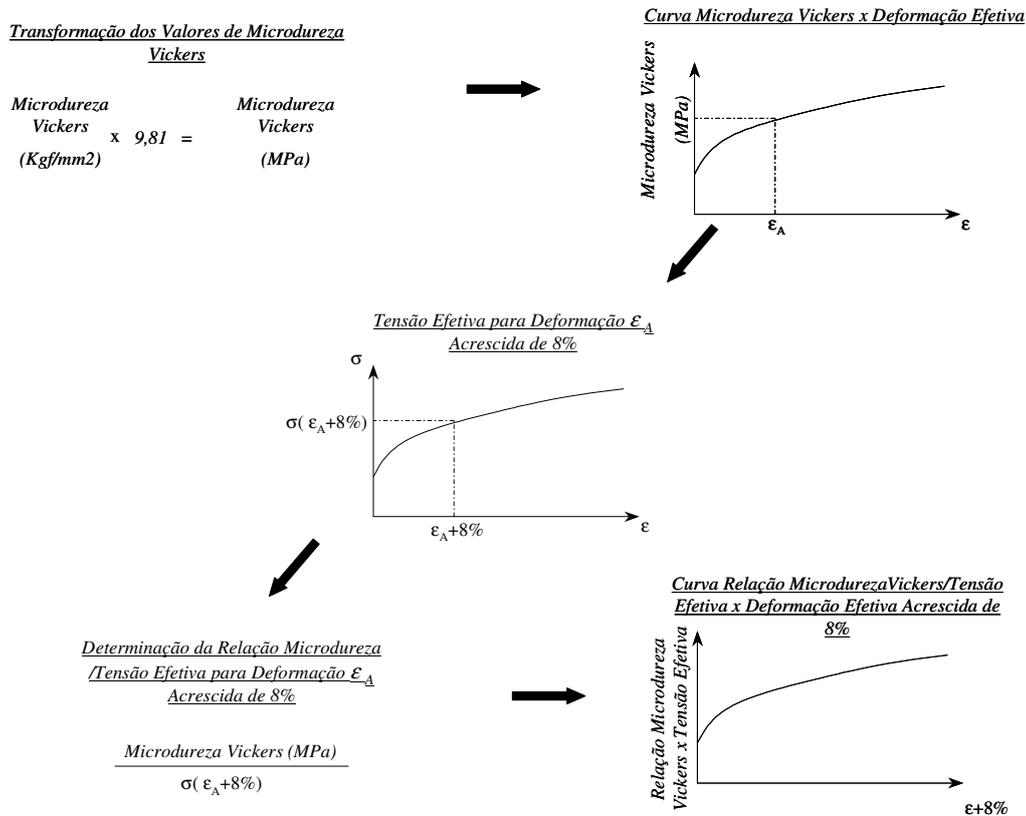


Figura 4.8 – Procedimento para obtenção da relação entre microdureza Vickers x tensão efetiva.

A relação obtida seguindo o procedimento acima foi comparada com dados da literatura^(30,67,68), a fim de verificar sua validade.

4.2.1.3. Definição das Diferentes Camadas em Cada Condição de Trefilação

A definição das camadas em cada condição de trefilação foi idêntica àquela adotada no trabalho experimental da trefilação do aço inoxidável 420⁽²¹⁾. Nesse trabalho, a camada externa compreendeu a porção da barra sujeita ao esforço de cisalhamento mais intenso (camada 3 da figura 4.9). A camada central foi atribuída à porção do material sujeita, praticamente, à solicitação externa de tração (camada 1 da figura 4.9). A camada do

meio ficou sendo a porção intermediária entre as camadas externa e central. A porcentagem das barras relativa a cada camada é representada na figura 4.9.

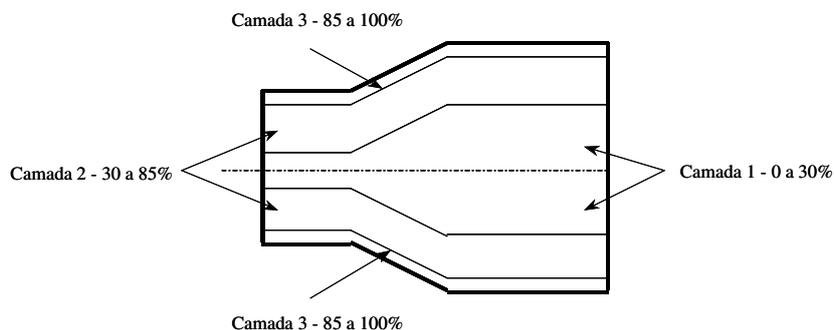


Figura 4.9 – Divisão das camadas das barras trepadas.

4.2.1.4. Trefilação das Condições Estabelecidas

Para cada condição descrita na tabela IV.1, dois corpos de prova foram elaborados, conforme o desenho da figura 4.10. As cotas utilizadas em cada condição de trefilação são descritas na tabela IV.4, sendo retiradas do trabalho experimental de Corrêa⁽²¹⁾.

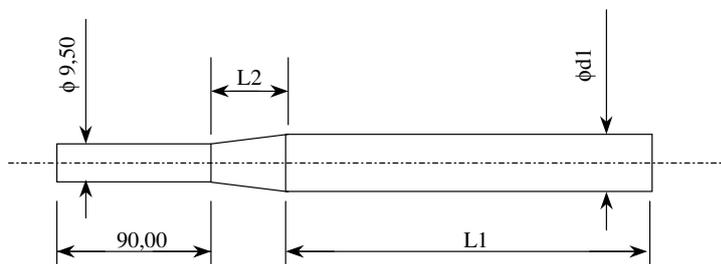


Figura 4.10 - Cotas das barras a serem trepadas.

Tabela IV.4 - Dimensões das barras a serem trepadas⁽²¹⁾.

Condição de Trefilação	d1 (mm)	L1 (mm)	L2 (mm)
1	10,43	188,45	8,87
2	10,85	174,14	12,88
3	10,43	188,45	3,31
4	10,85	174,14	4,80
5	10,43	188,45	1,28
6	10,85	174,14	1,85

As barras acima foram trefiladas na mesma máquina INSTRON utilizada na tração, com um dispositivo adaptado para a realização das trefilações. Os detalhes desse dispositivo são apresentados no trabalho de Corrêa⁽²⁰⁾. A velocidade adotada nessa operação foi de 10 mm/s e, para cada condição de trefilação, as taxas de deformação foram aquelas descritas na tabela IV.5. A lubrificação no processo foi a base de uma pasta de Molykote.

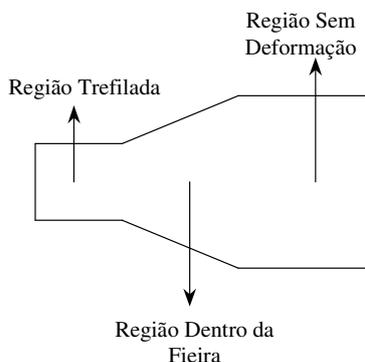
Tabela IV.5 - Taxas de deformação das condições de trefilação⁽²¹⁾.

Condição de Trefilação	Taxa de Deformação(s ⁻¹)
1	0,00339
2	0,00334
3	0,00909
4	0,00896
5	0,02353
6	0,02320

Em todas as trefilações, o processo foi interrompido antes da trefilação completa da barra, a fim de possibilitar a preparação de uma amostra com uma parte da barra trefilada e outra sem trefilar.

4.2.1.5. Medidas de Microdureza Vickers das Amostras Trefiladas

Após a trefilação das condições analisadas, cada barra trefilada foi desbastada ao longo do comprimento por usinagem em uma região compreendendo parte da barra antes da fieira até uma região pouco depois da fieira (ver figura 4.11), a fim de obter as amostras necessárias às medidas de microdureza Vickers. Portanto, para cada condição de trefilação, duas seções idênticas àquela da figura 4.11 foram obtidas.



4.11 – Amostras desbastadas da trefilação.

Em cada camada da amostra obtida pelo procedimento anterior, uma linha média foi definida, conforme ilustra a figura 4.12. Ao longo de cada linha média, medidas de microdureza Vickers foram realizadas antes da entrada da região de deformação, dentro da região de deformação e à saída da região (ver figura 4.12). As medidas de microdureza Vickers foram realizadas em triplicata, para cada condição de trefilação.

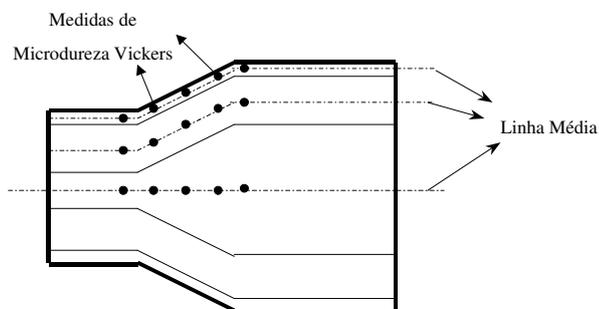


Figura 4.12 – Posições das medidas de microdureza Vickers das barras trefiladas.

Para padronizar as medidas de microdureza, as medidas acima foram definidas inicialmente para a condição de trefilação com maior semi-ângulo e maior redução. Nessa condição, estipulou-se que seria feita uma medição de microdureza antes da região de deformação e uma após a região, sendo as demais medições distribuídas uniformemente dentro da região. O número de medições definido para a condição de maior semi-ângulo e maior redução de área foi utilizado nas demais condições, ajustando as medições dentro da região de deformação de acordo com o seu comprimento.

Após a conclusão de todas as medidas de microdureza das amostras trefiladas, um gráfico semelhante àquele da figura 4.13 foi elaborado para cada camada em cada condição de trefilação.

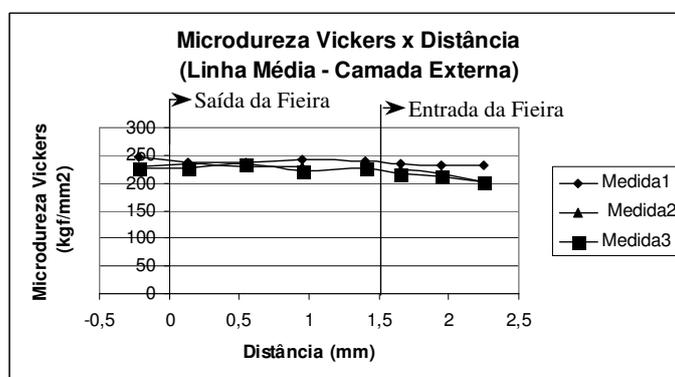


Figura 4.13 - Gráfico com as medidas de microdureza das amostras trefiladas.

4.2.1.6. Elaboração das Curvas de Tensão Efetiva x Deformação Efetiva das Camadas de Todas as Condições

Nos gráficos da figura 4.13 obtidos para cada condição de trefilação, a média aritmética dos valores de microdureza em cada posição de medida ao longo do eixo da barra foi realizada, conforme mostra a figura 4.14.

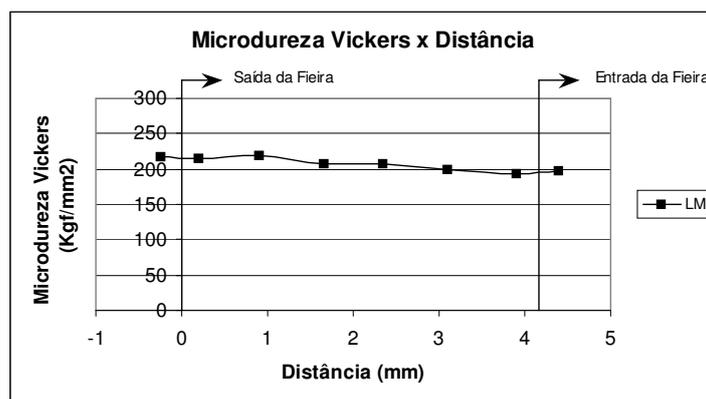


Figura 4.14 - Obtenção da linha média das medidas de microdureza.

Os valores de deformação efetiva em cada posição de medida indicada nos gráficos acima foram obtidos através dos resultados experimentais de visioelasticidade do trabalho de Corrêa⁽²¹⁾. A figura 4.15 mostra os valores de deformação obtidos pela visioelasticidade para a condição de trefilação de 20° 8%. No gráfico da figura 4.15, a deformação ao longo da direção de trefilação é fornecida para diferentes seções do eixo z, varrendo desde o início da região de deformação até a saída da fieira. Dessa forma, através dos dados de visioelasticidade, os valores de deformação para as posições de medições de cada condição de trefilação do presente trabalho foram calculados por interpolação.

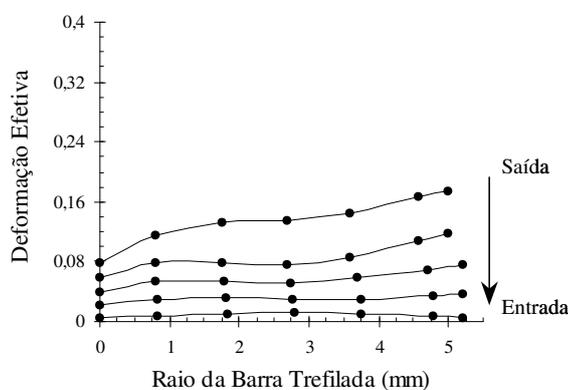


Figura 4.15 - Dados de deformação efetiva obtidos por visioelasticidade para a condição de trefilação de 20° e 8%⁽²¹⁾.

Em cada condição de trefilação e camada analisada, para os pares de pontos (deformação efetiva ; microdureza Vickers) obtidos, os correspondentes pares de pontos (deformação efetiva acrescida de 8% ; tensão efetiva) foram calculados. A deformação efetiva obtida através da interpolação dos dados de viscoplasticidade foi acrescida de 8%, para justificar a deformação introduzida pela indentação da medida de microdureza. A conversão dos valores de microdureza Vickers para tensão efetiva foi realizada utilizando a relação estabelecida no item 4.2.1.2. O valor da relação foi calculado na curva definida no final do item 4.2.1.2 para a deformação efetiva acrescida de 8% sendo analisada. Os valores de microdureza Vickers foram divididos pelo valor da relação microdureza Vickers/tensão efetiva, a fim de obter os respectivos valores de tensão efetiva.

Finalmente, definidos os pares de pontos (deformação efetiva acrescida de 8%; tensão efetiva) em cada camada de cada condição de trefilação, a linha de tendência descrevendo o encruamento ao longo de todo o eixo da deformação efetiva foi calculada. O ponto inicial da linha de tendência correspondeu ao valor de microdureza Vickers do material recozido. Os resultados obtidos são semelhantes àquele ilustrado na figura 4.16.

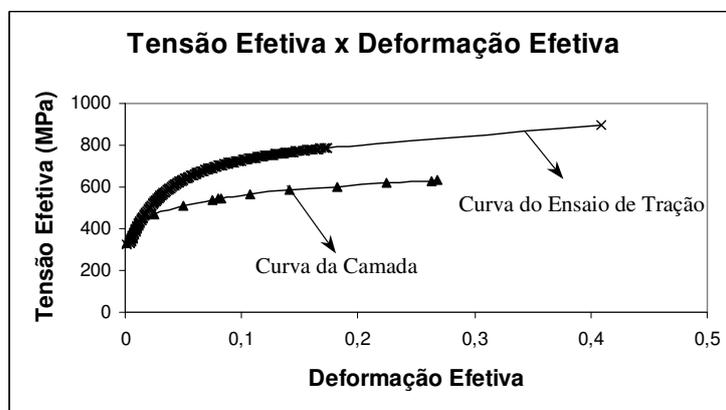


Figura 4.16 - Curva tensão efetiva x deformação efetiva da camada da amostra trefilada.

4.2.2. Simulações Numéricas

As mesmas condições de trefilação analisadas no tópico 4.1.1 foram avaliadas nesse item.

Os parâmetros gerais, as geometrias e características da barra e da fieira e as condições de contorno das simulações foram idênticas àsquelas da simulação sem considerar o efeito do caminho de deformação. O intervalo de tempo adotado para o passo e a malha utilizada em todas as simulações correspondeu aos valores estipulados nos itens 4.1.1 e 4.1.2.

Na definição da curva de fluxo, a geometria da barra a ser trefilada foi dividida em várias camadas (ver item 4.2.1.3) e as respectivas curvas foram definidas para cada camada, conforme figura 4.17. As curvas de cada camada foram àsquelas definidas no item 4.2.1.6.

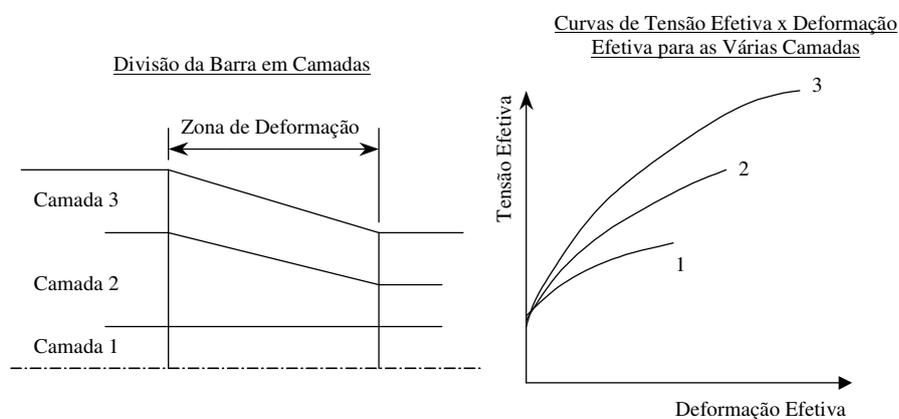


Figura 4.17 – Definição das curvas para as camadas.

Na simulação de cada condição de trefilação, os dados de carga de trefilação, de deformação efetiva, de tensão efetiva e de tensões residuais foram obtidos utilizando o procedimento descrito no item 4.1.1.

4.3. Comparação entre Resultados Numéricos e entre Resultados Numéricos e Experimentais

Com os resultados obtidos, dois tipos de gráficos foram elaborados, a saber: gráficos comparando os resultados das simulações dos itens 4.1 e 4.2; gráfico comparando os dados de carga de trefilação obtidos das duas simulações com os valores de carga obtidos nas trefilações do item 4.2.1.4.

Esses gráficos serviram de base para as conclusões sobre a necessidade de introdução do efeito do caminho de deformação nas curvas descrevendo o encruamento do aço inoxidável 420, durante as simulações de trefilação por elementos finitos.

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1. Avaliação do Intervalo de Tempo Adotado no Passo da Simulação Sem Considerar o Efeito do Caminho de Deformação

As figuras 5.1 a 5.4 mostram os resultados de deformação e tensão efetivas em função do intervalo de tempo adotado nas simulações da condição de 3° e também o intervalo de estabilização para cada simulação. Os pontos 1 a 6 representam as posições na figura 4.3.

Na condição de 3°, 8% e malha 400 elementos (figura 5.1), o comportamento qualitativo das deformações para os pontos 2 a 6 manteve-se a partir do intervalo de 3,5 s. O ponto 1 apresentou um comportamento qualitativo estável a partir do intervalo de 1,1 s. Quantitativamente, os pontos estabilizaram-se a partir do tempo 0,3 s. Nos dados de tensão efetiva, o comportamento qualitativo dos pontos foi estável desde a primeira simulação, porém esses valores estabilizaram-se quantitativamente a partir do intervalo de tempo de 1,1 s.

Os dados de deformação efetiva na condição de 3°, 8% e malha de 4000 elementos (figura 5.2) tiveram um comportamento qualitativo semelhante à condição anterior. Os pontos 2 a 6 mantiveram o mesmo aspecto desde a primeira simulação e o ponto 1 estabilizou-se a partir do intervalo de tempo 0,2 s. A partir do intervalo de 0,2 s, os dados de deformação também estabilizaram seus valores quantitativamente. As tensões efetivas nos pontos 2 a 6 apresentaram um comportamento constante a partir do tempo 2,0 s, enquanto o ponto 1 manteve seu aspecto a partir do tempo 0,9 s. O intervalo de tempo de 0,6 s caracterizou a estabilização quantitativa dos resultados de tensão efetiva.

Os valores de deformação efetiva e tensão efetiva tiveram um comportamento parecido para a condição de 3°, 15% e malha de 400 elementos (figura 5.3). O aspecto dessas variáveis nos pontos 1 a 6 foi estável desde a primeira simulação. Para a deformação efetiva, a estabilização quantitativa ocorreu no intervalo de tempo 0,2 s e para a tensão efetiva no intervalo de 0,3 s.

Na condição de 3°, 15% e malha 4000 elementos (figura 5.4), após o intervalo de tempo de 1,1 s, os dados de deformação nos pontos 2 a 6 estabilizaram-se qualitativamente e o ponto 1 estabilizou-se após o intervalo de 0,6 s. A estabilização quantitativa foi obtida no intervalo de 0,3 s. Com relação a tensão efetiva, o aspecto qualitativo dos pontos 2 a 6 manteve-se desde a primeira simulação e o ponto 1 estabilizou após o intervalo de 1,1 s. A estabilidade quantitativa se deu no intervalo de 0,3 s.

Os resultados da análise do intervalo de tempo para a condição de 8° são mostrados nas figuras 5.5 a 5.8, assim como o intervalo de estabilização para cada simulação.

O comportamento qualitativo dos pontos 1 a 6 na condição de 8°, 8% e 400 elementos para os dados de deformação efetiva (figura 5.5) manteve-se desde a primeira simulação, sendo a estabilização quantitativa obtida no intervalo de tempo de 0,2 s. Os dados de tensão efetiva também apresentaram um comportamento qualitativo estável desde a primeira simulação e estabilizaram-se quantitativamente no intervalo de tempo de 0,3 s.

A figura 5.6 mostra que o comportamento qualitativo dos pontos 2 a 6, para os dados de deformação da condição de 8°, 8% e 4000 elementos, foi estável desde o tempo de 4,0 s, enquanto o ponto 1 estabilizou seu comportamento no tempo de 1,1 s. O tempo de 0,2 caracterizou a estabilidade quantitativa dos dados de deformação. Os dados de tensão efetiva tiveram o aspecto estável desde o tempo de 4,0 s e, quantitativamente, estabilizaram-se no tempo 0,3 s.

As deformações e tensões efetivas na condição de 8°, 15% e 400 elementos comportaram-se de forma semelhante (figura 5.7). Desde a primeira simulação, o aspecto da deformação e da tensão nos pontos 1 a 6 foi estável. A estabilidade quantitativa se deu no tempo 0,6 s para os dados de deformação e no tempo de 0,3 s para a tensão.

Na condição de 8°, 15% e malha de 4000 elementos (figura 5.8), os pontos 2 a 6 apresentaram um aspecto estável da deformação efetiva desde o tempo de 4,0 s, enquanto o ponto 1 estabilizou seu comportamento no tempo de 0,6 s. O tempo de 0,6 s também indicou a estabilidade quantitativa dos dados de deformação. Quanto a tensão

efetiva, a partir do tempo de 0,3 s, os dados dos pontos 1 a 6 estabilizaram-se qualitativamente. Este tempo também caracterizou a estabilidade quantitativa dos dados de tensão.

A análise do intervalo de tempo para da condição de 20° é mostrada nas figuras 5.9 a 5.12, bem como os tempos de estabilização definidos para cada condição simulada.

A condição de 20°, 8% e malha de 400 elementos mostrou um comportamento qualitativo estável dos dados deformação e tensão efetivas desde a primeira simulação (figura 5.9). A estabilidade quantitativa dos dados de deformação e tensão efetivas ocorreu no intervalo de tempo de 0,6 s.

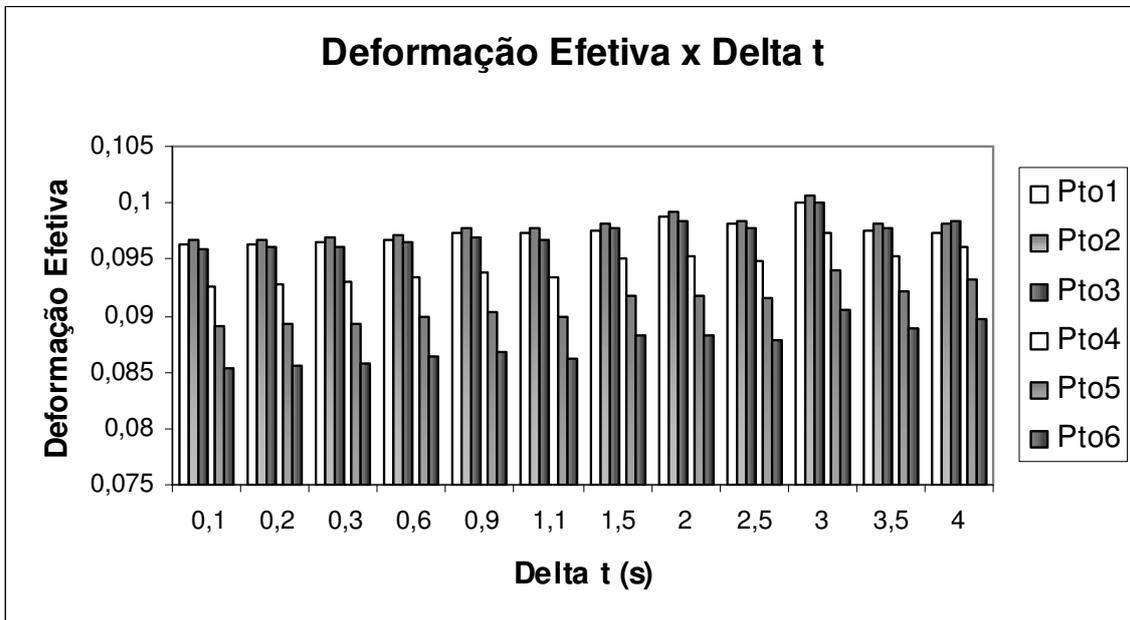
Os resultados de deformação e tensão efetivas da condição de 20°, 8% e 4000 elementos, assim como na condição anterior, estabilizaram-se qualitativamente desde a primeira simulação (figura 5.10). A estabilidade quantitativa dos resultados ocorreu no intervalo de tempo de 0,3 s.

A figura 5.11 ilustra a análise do intervalo de tempo da condição de 20°, 15% e 400 elementos. O comportamento das deformações e tensões efetivas nos pontos 1 a 6 foi estável desde a primeira simulação e a estabilidade quantitativa ocorreu no intervalo de 0,2 s, tanto para os dados de deformação quanto para os dados de tensão.

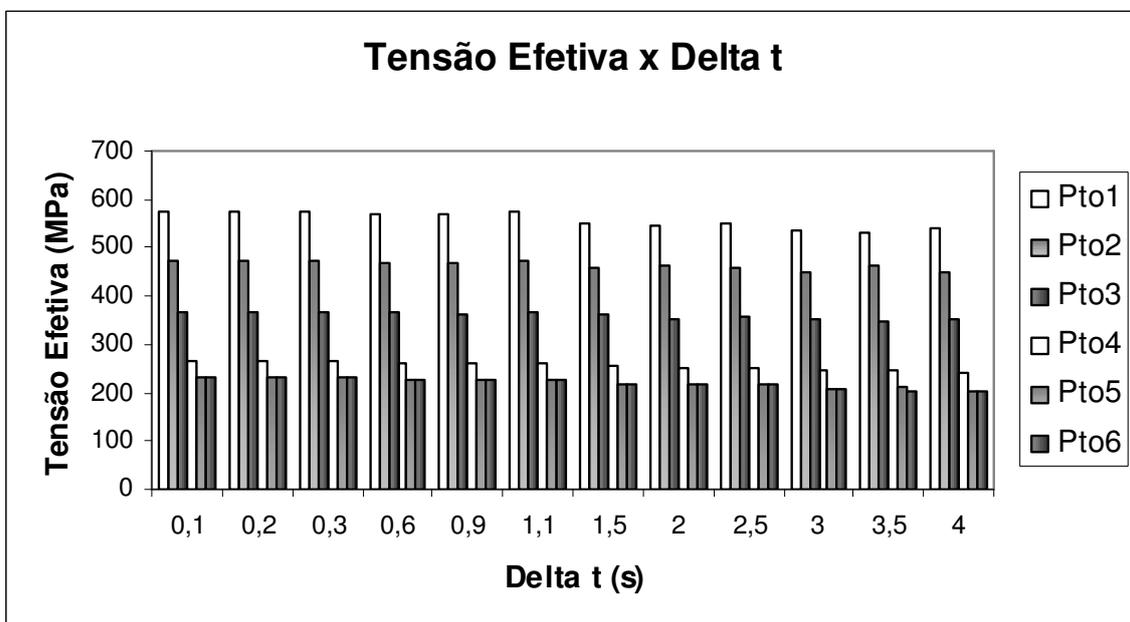
A análise dos dados da condição de 20°, 15% e 4000 elementos (figura 5.12) é semelhante à análise anterior sendo que, para 4000 elementos, o tempo para estabilização quantitativa das deformações e tensões efetivas foi 0,3 s.

Na tabela V.1, os intervalos de estabilização de cada condição simulada são apresentados. De acordo com esses dados, as demais simulações do trabalho foram rodadas com o intervalo de tempo de 0,2 s para cada passo.

As tabelas de todos os gráficos apresentados nesse item são mostradas no anexo A.

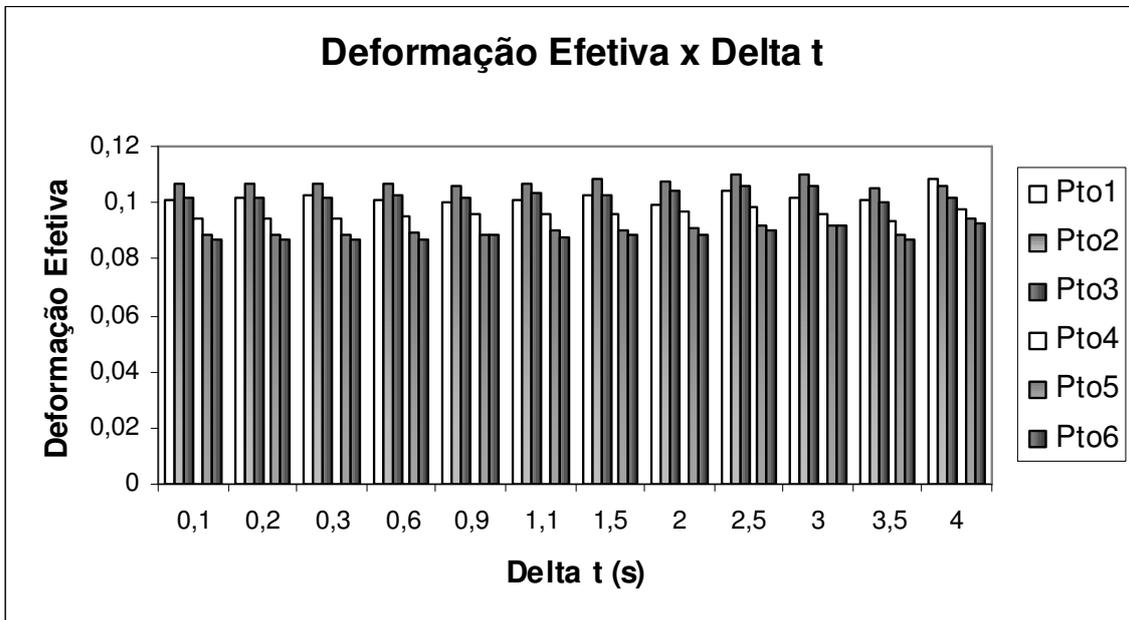


(a)

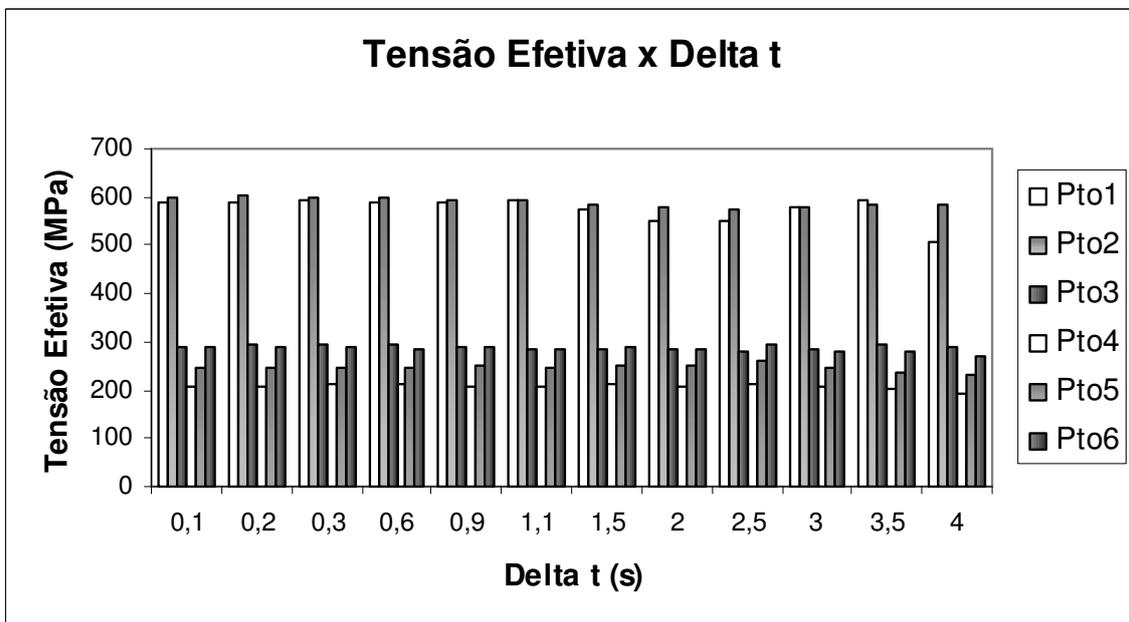


(b)

Figura 5.1 – Avaliação do intervalo de tempo para a condição 3°, 8% e 400 elementos:
a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva.

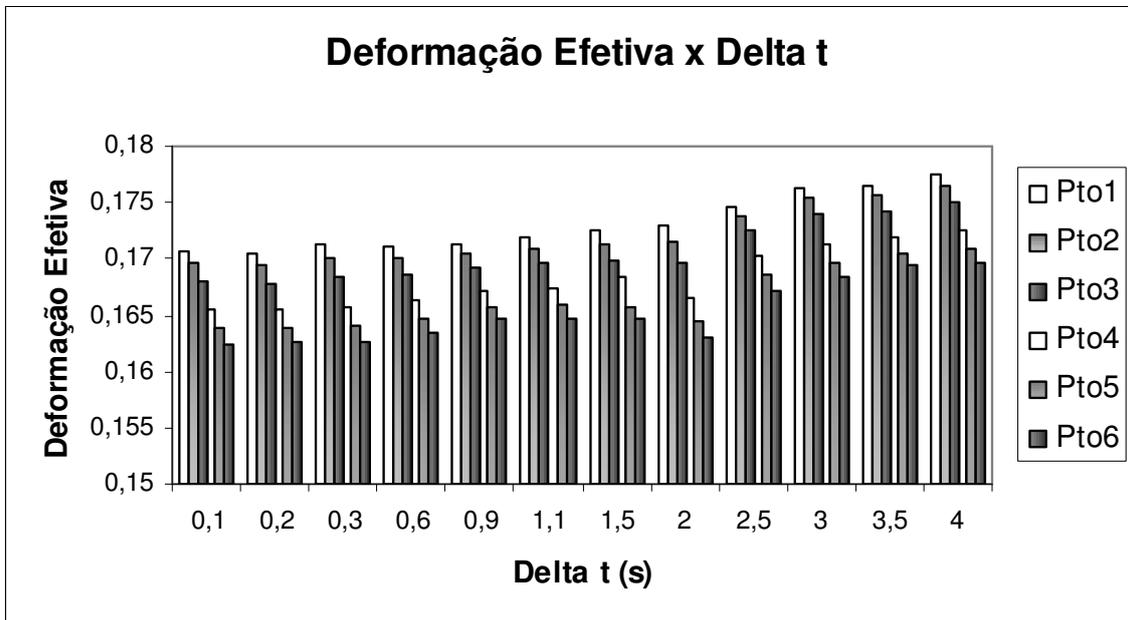


(a)

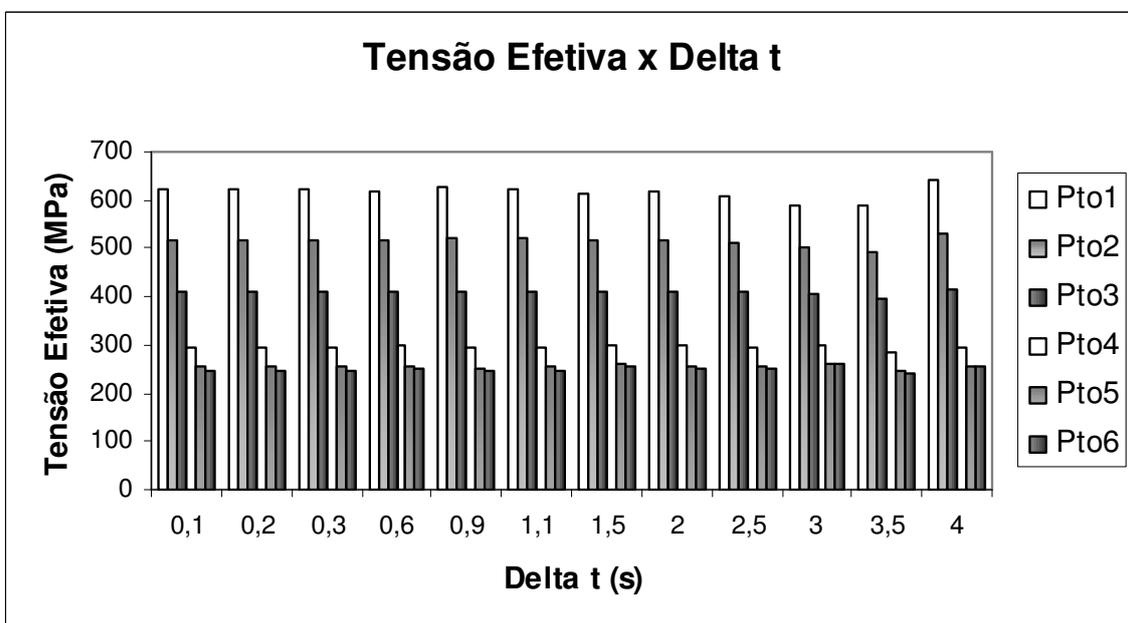


(b)

Figura 5.2 – Avaliação do intervalo de tempo para a condição 3°, 8% e 4000 elementos:
a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva.

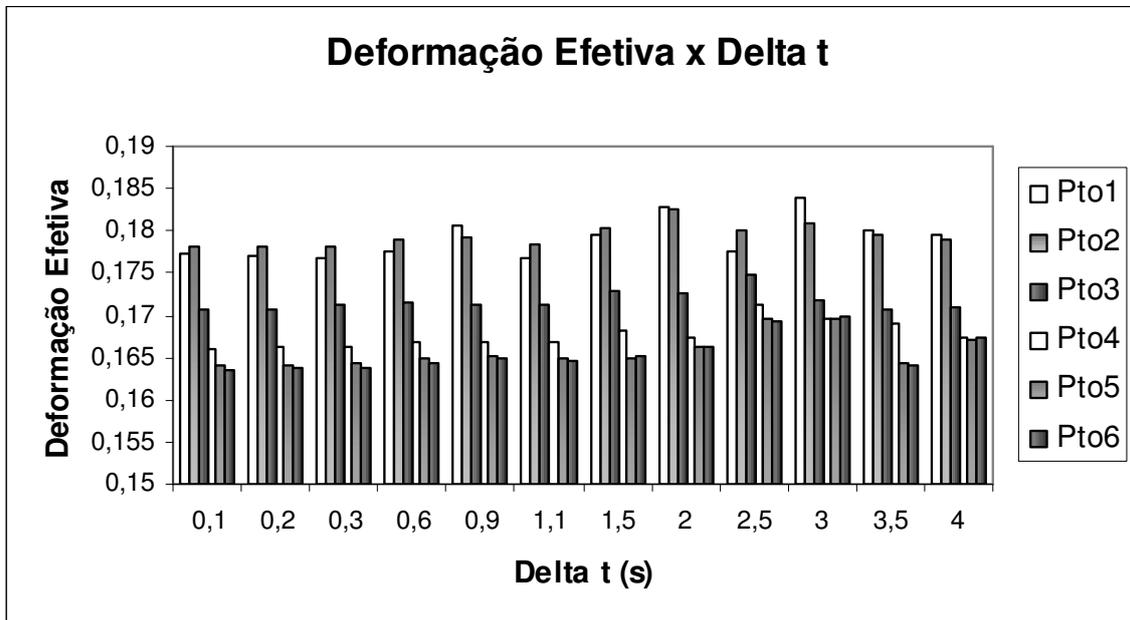


(a)

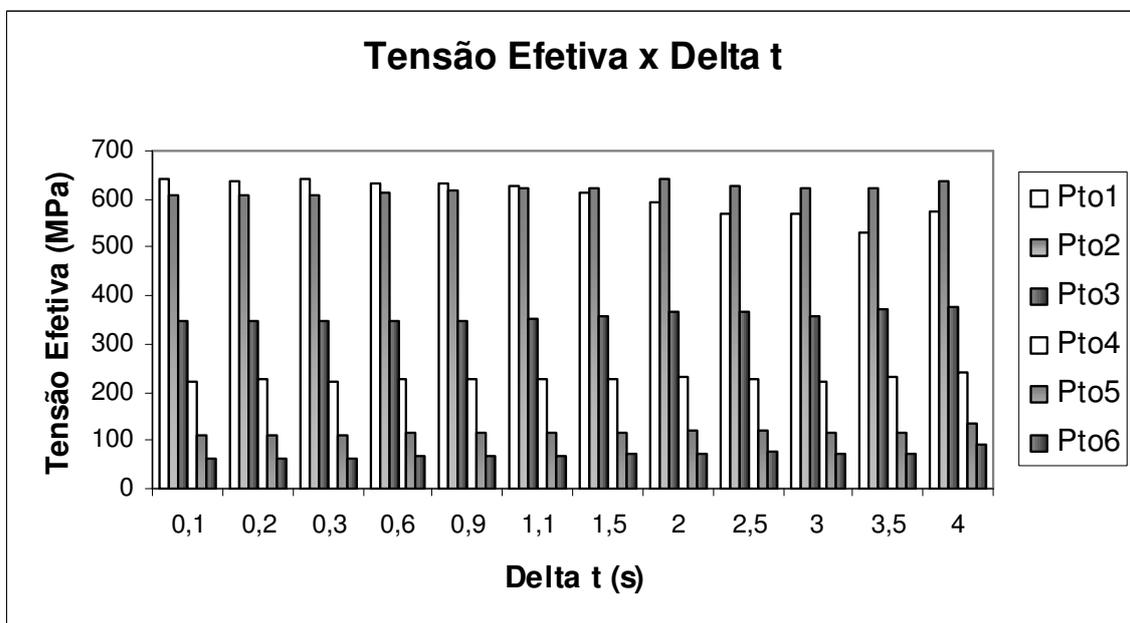


(b)

Figura 5.3 – Avaliação do intervalo de tempo para a condição 3°, 15% e 400 elementos:
a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva.

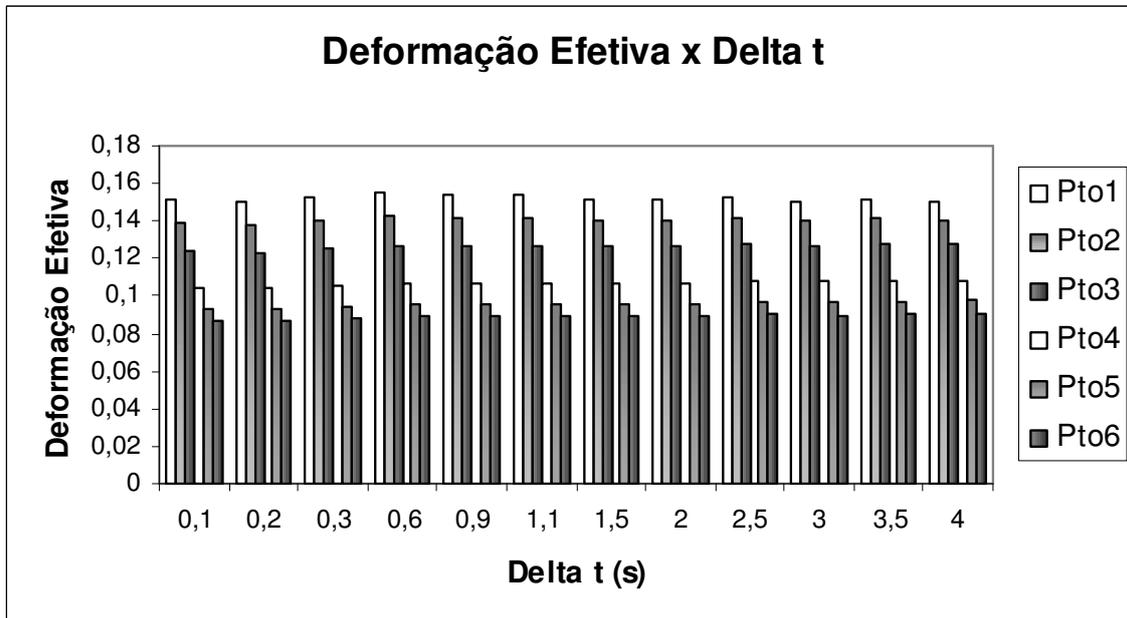


(a)

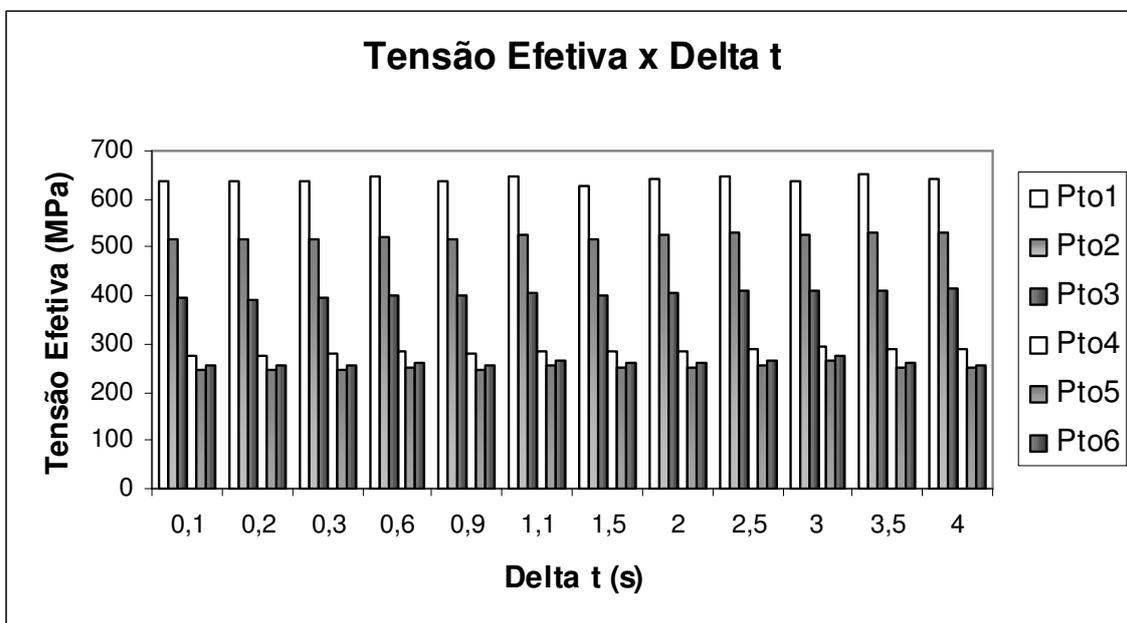


(b)

Figura 5.4 – Avaliação do intervalo de tempo para a condição 3°, 15% e 4000 elementos: a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva.

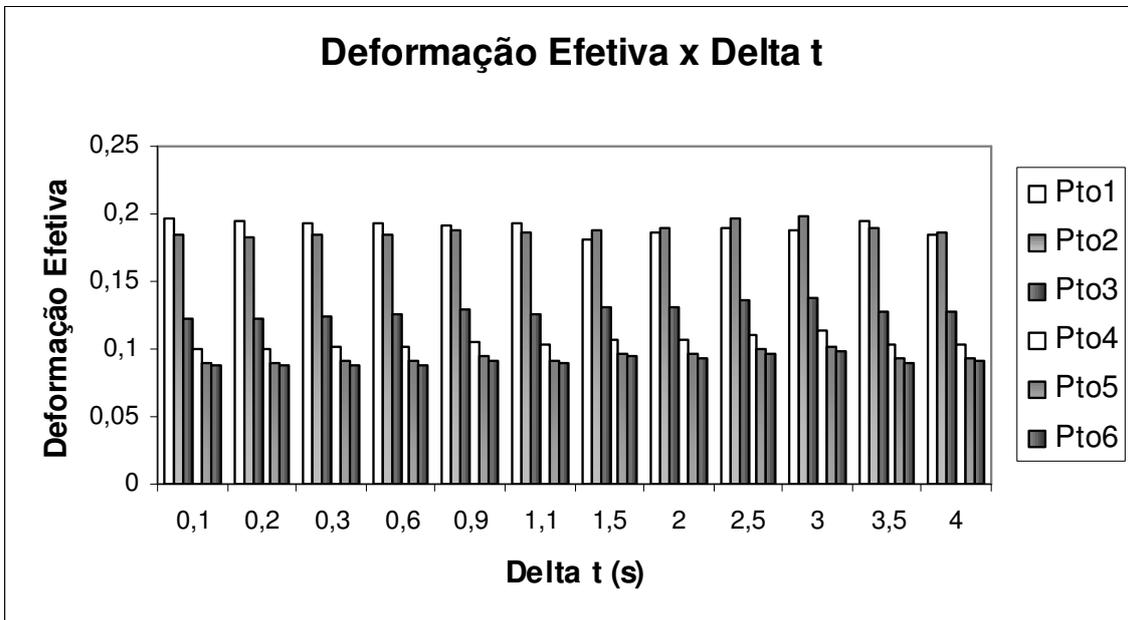


(a)

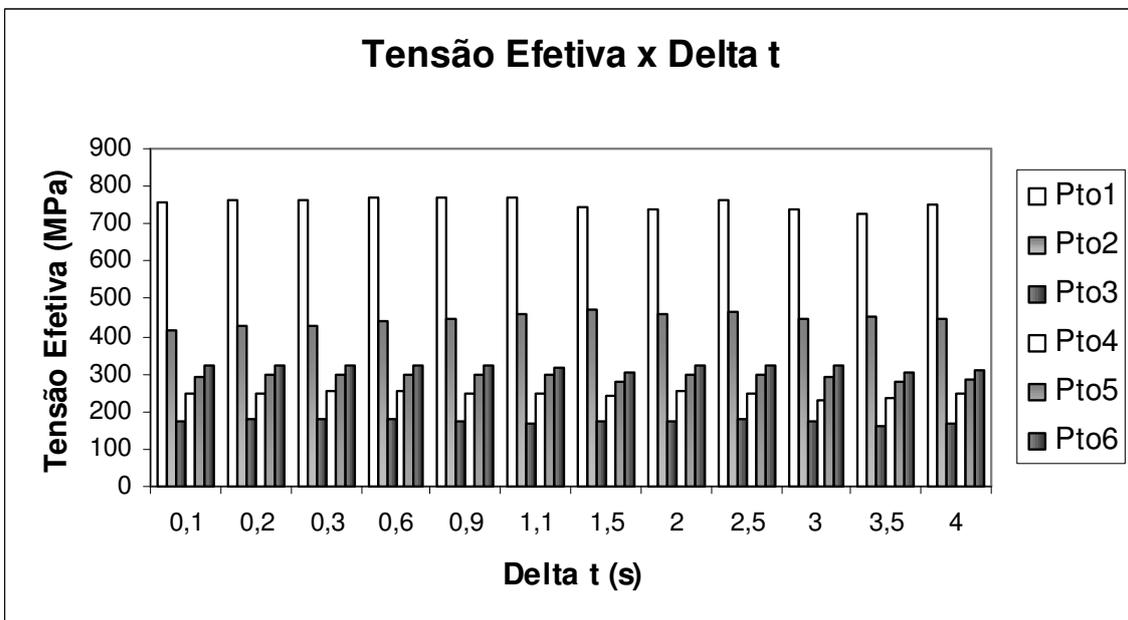


(b)

Figura 5.5 – Avaliação do intervalo de tempo para a condição 8°, 8% e 400 elementos:
 a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva.

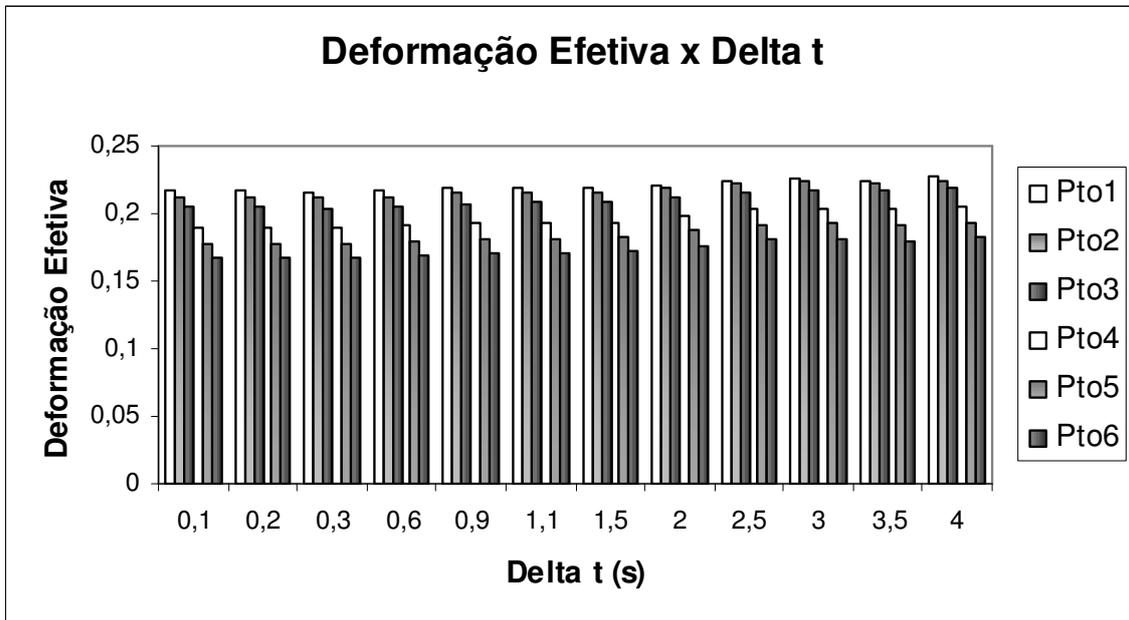


(a)

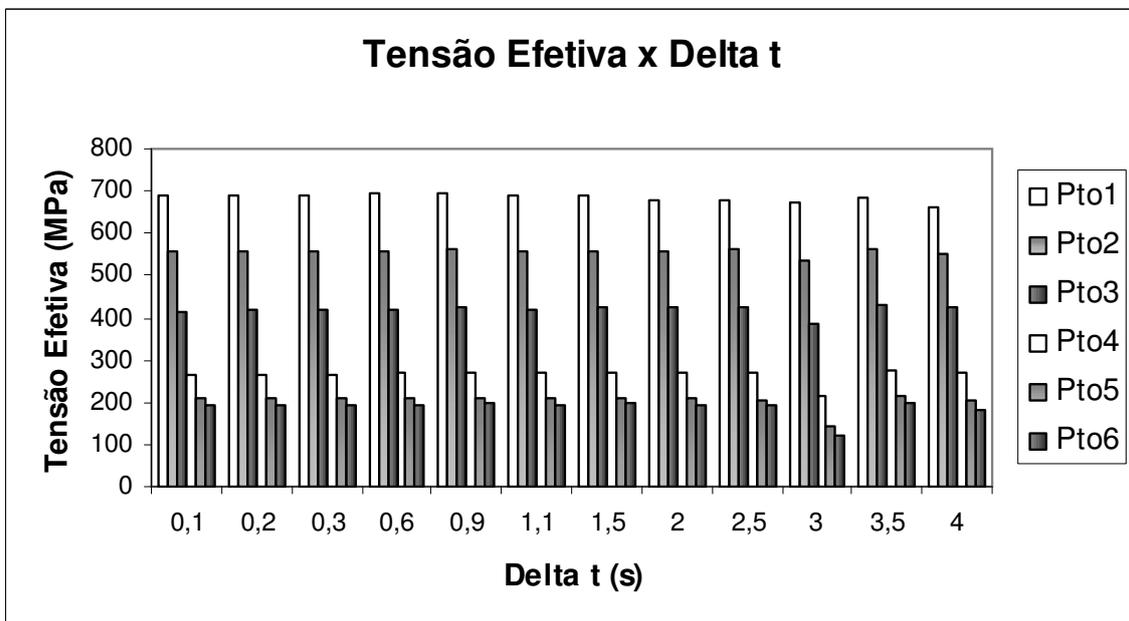


(b)

Figura 5.6 – Avaliação do intervalo de tempo para a condição 8°, 8% e 4000 elementos:
 a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva.

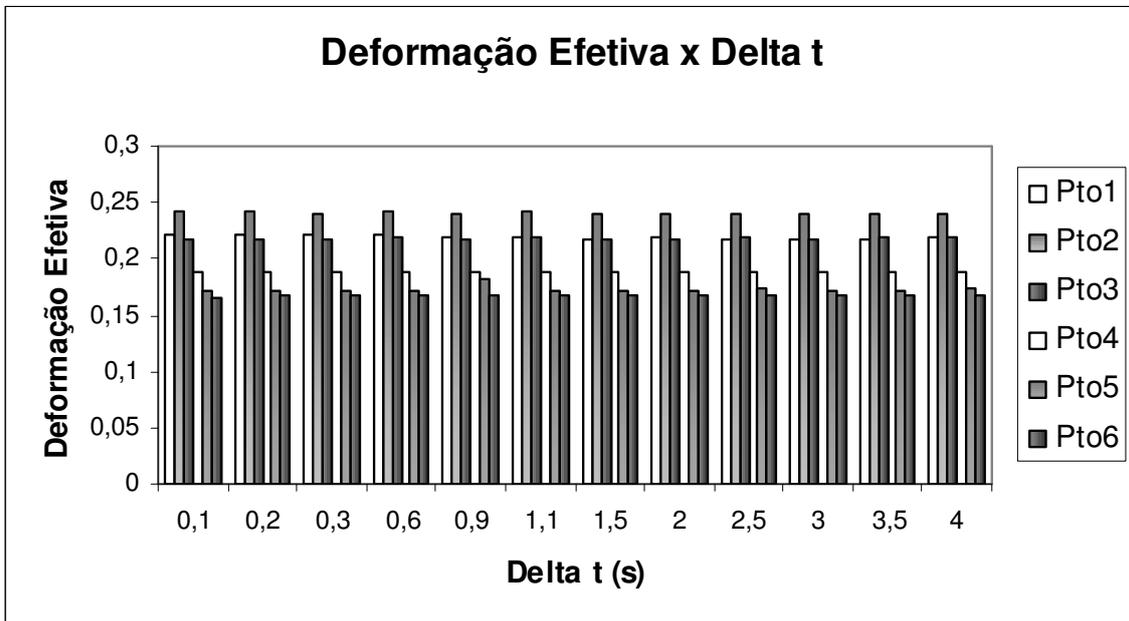


(a)

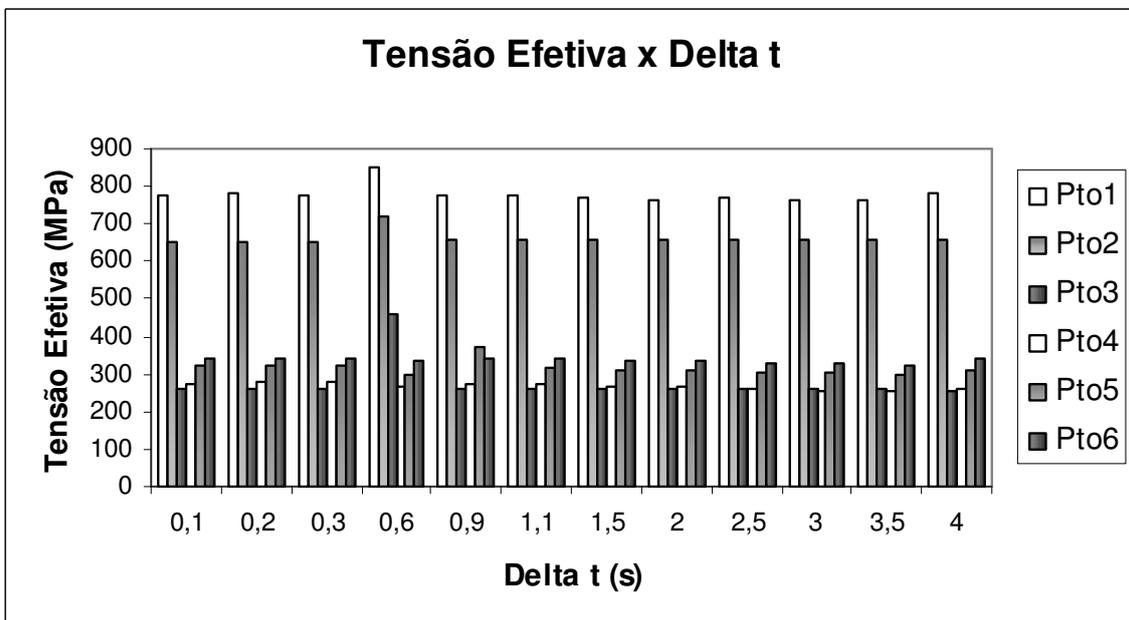


(b)

Figura 5.7 – Avaliação do intervalo de tempo para a condição 8°, 15% e 400 elementos:
a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva.

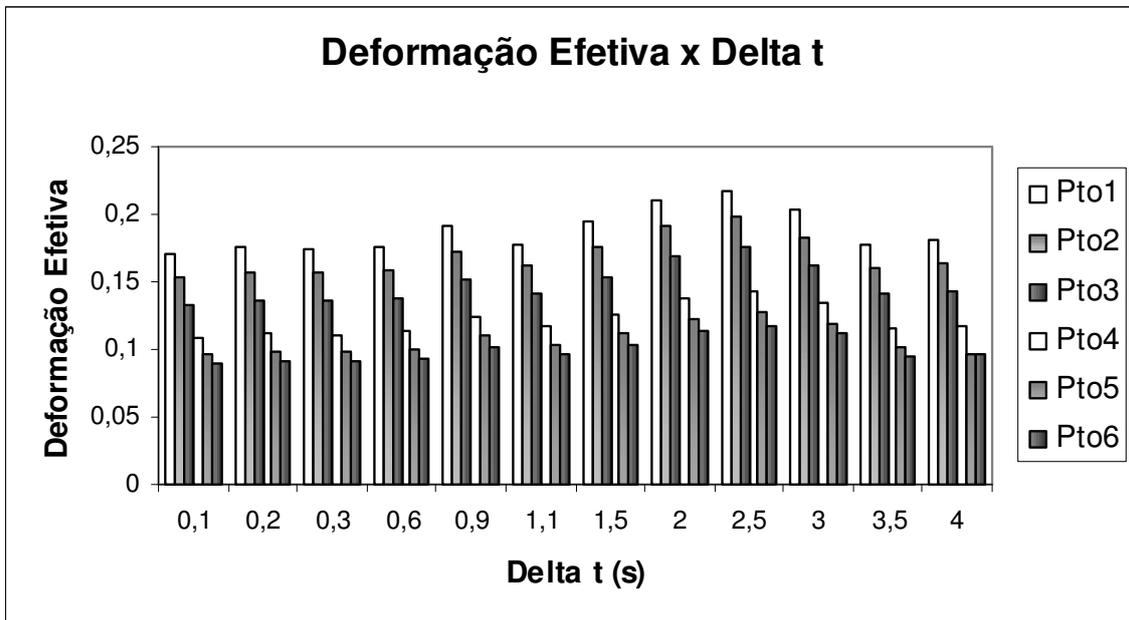


(a)

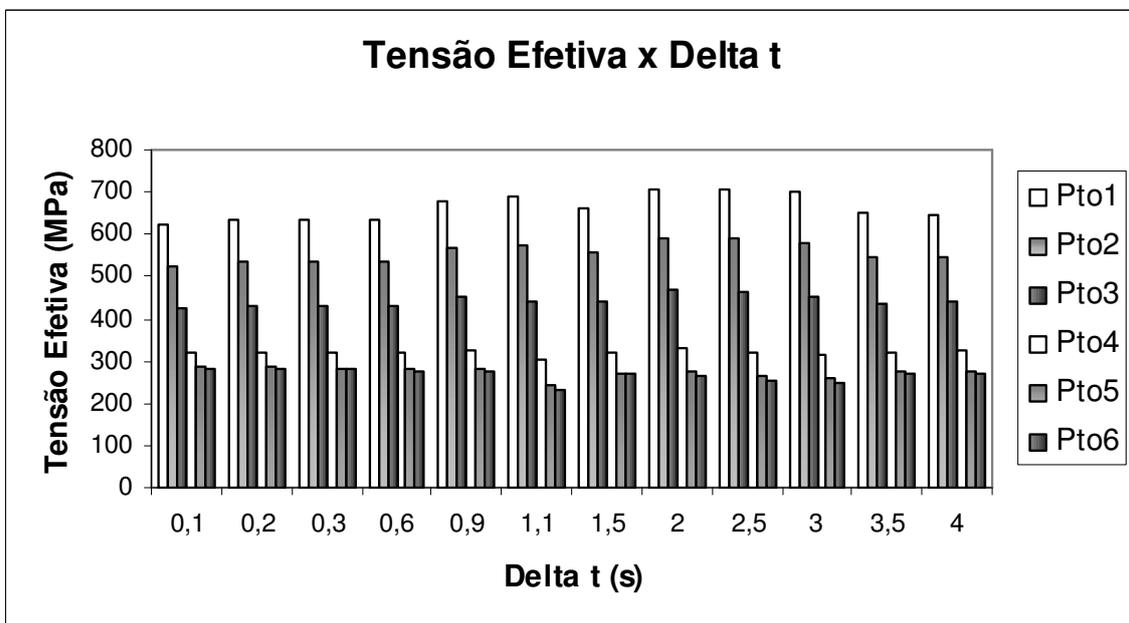


(b)

Figura 5.8 – Avaliação do intervalo de tempo para a condição 8°, 15% e 4000 elementos: a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva.

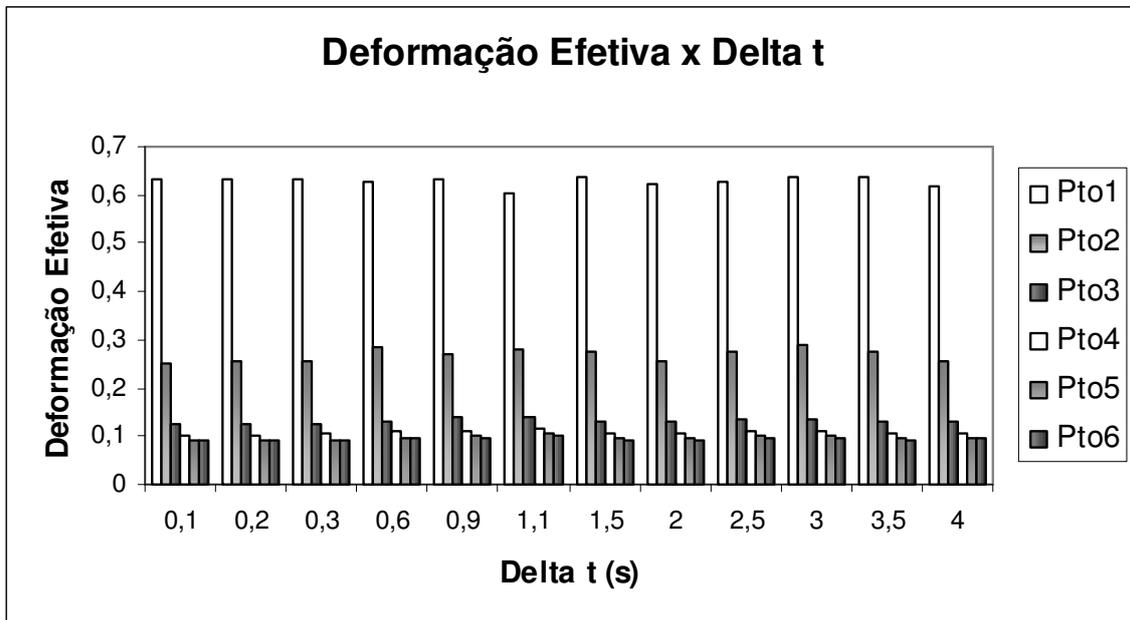


(a)

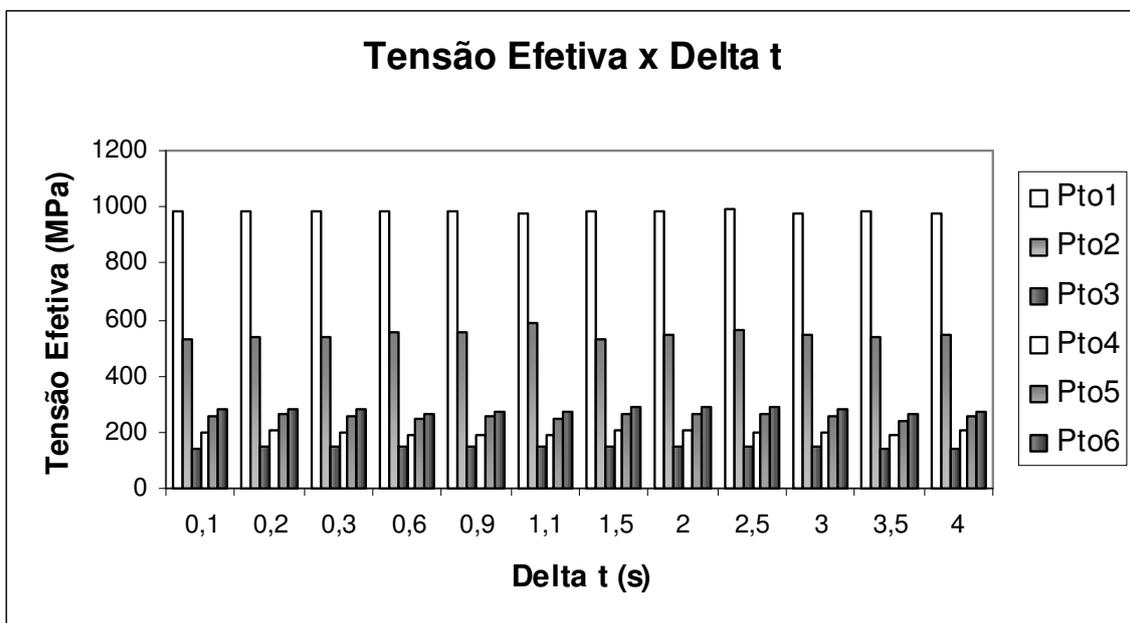


(b)

Figura 5.9 – Avaliação do intervalo de tempo para a condição 20°, 8% e 400 elementos:
a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva.

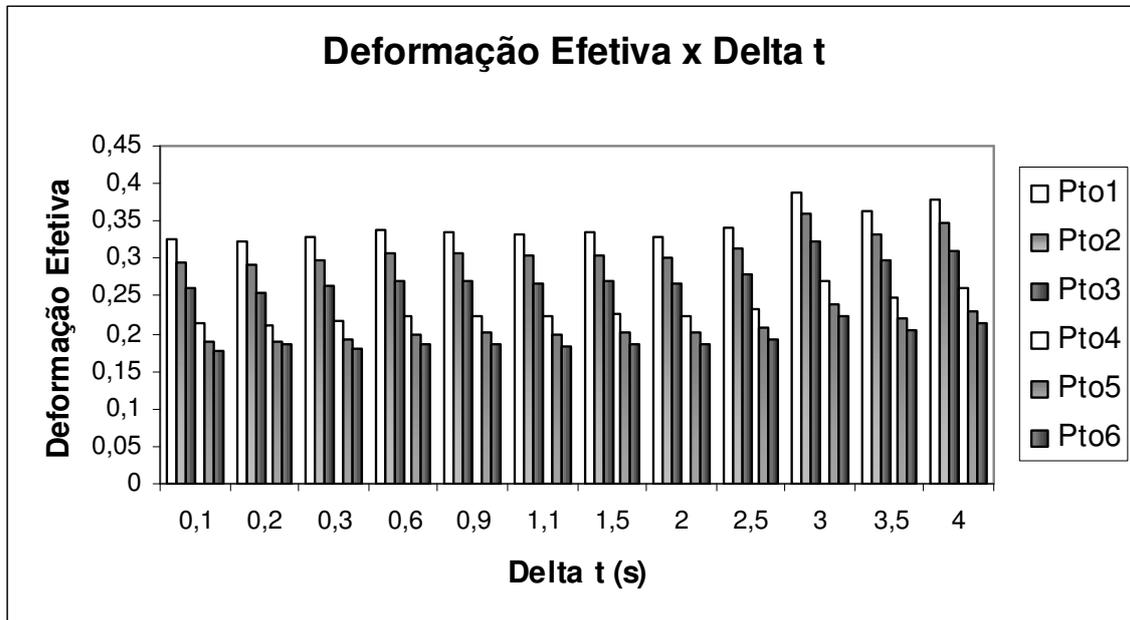


(a)

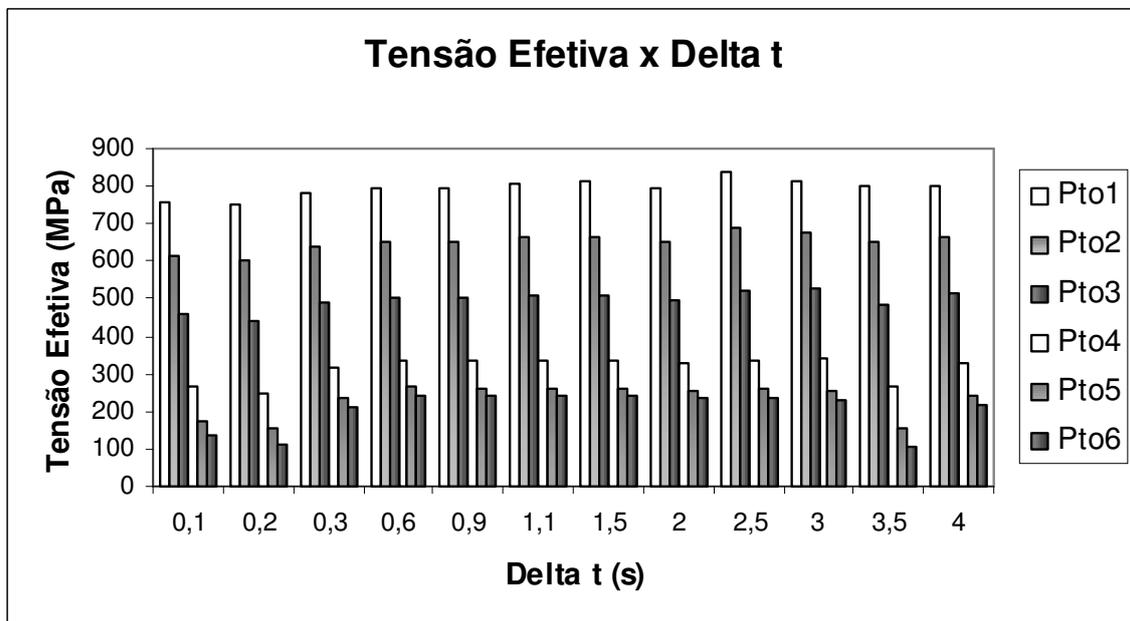


(b)

Figura 5.10 – Avaliação do intervalo de tempo para a condição 20°, 8% e 4000 elementos: a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva.

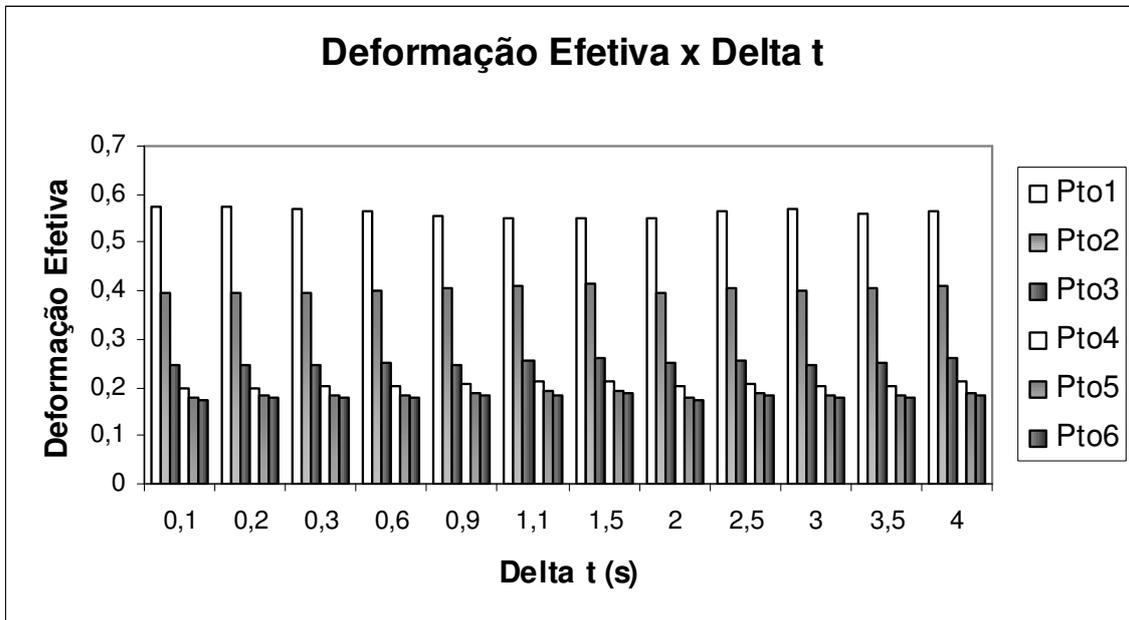


(a)

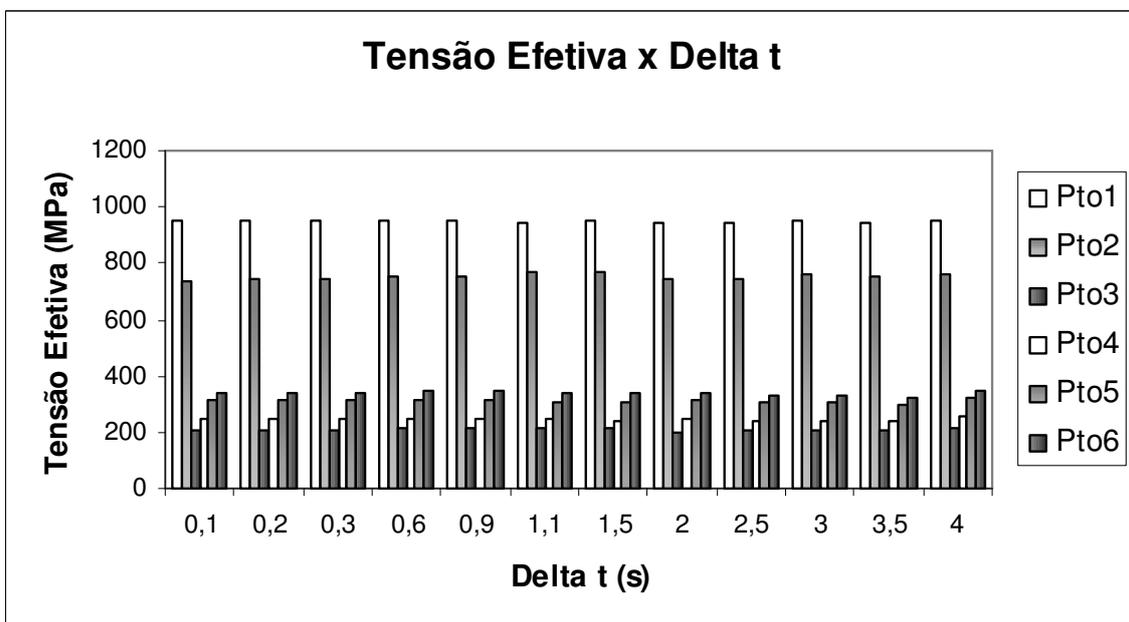


(b)

Figura 5.11 – Avaliação do intervalo de tempo para a condição 20°, 15% e 400 elementos: a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva.



(a)



(b)

Figura 5.12 – Avaliação do intervalo de tempo para a condição 20°, 15% e 4000 elementos: a) dados de deformação efetiva, b) dados de tensão efetiva.

Tabela V.I - Intervalos de tempo de estabilização.

Condição	Delta de Estabilização		
	Deformação	Tensão	Escolhido
3º8%400	0,3	1,1	0,3
3º8%4000	0,2	0,6	0,2
3º15%400	0,2	0,3	0,2
3º15%4000	0,3	0,3	0,3
8º8%400	0,2	0,3	0,2
8º8%4000	0,2	0,3	0,2
8º15%400	0,6	0,3	0,3
8º15%4000	0,6	0,3	0,3
20º8%400	0,6	0,6	0,6
20º8%4000	0,3	0,3	0,3
20º15%400	0,2	0,2	0,2
20º15%4000	0,3	0,3	0,3

5.2. Influência da Malha para as Condições de 3º e 8%, 8º e 8% e 20º e 8%

As simulações das condições de trefilação podem ser definidas como um problema dirigido pelas taxas de deformação uma vez que as demais variáveis de saída (tensão efetiva, tensões residuais e carga de trefilação) são obtidas a partir do cálculo dessas taxas. Dessa forma, a influência da malha sobre a estabilização da deformação efetiva nas simulações de 3º e 8%, 8º e 8% e 20º e 8% foi avaliada nas análises seguintes e, posteriormente, o comportamento do programa em relação à obtenção das demais variáveis foi verificado. Os dados utilizados na elaboração dos gráficos desse item podem ser vistos no anexo B.

A influência da malha na obtenção da deformação efetiva para a simulação de 3º e 8% é ilustrada na figura 5.13. Os pontos 2 a 6 estabilizam-se qualitativamente desde a primeira simulação enquanto o ponto 1 apresenta o aspecto estável a partir da simulação com 17 elementos radiais. A estabilidade quantitativa das deformações ocorreu a partir das simulações com 19 elementos radiais. Para as tensões, a rotina de cálculo utilizada pelo programa estabiliza os valores de tensões residuais radial (figura 5.15) e circunferencial (figura 5.17). As variáveis de saída de tensão efetiva (figura 5.14), de tensão residual axial (figura 5.16) e de carga de trefilação (figura 5.18) não apresentam uma convergência após a estabilização dos valores de deformação efetiva. A análise dessa não convergência necessitaria um estudo detalhado do procedimento de cálculo das variáveis. Entretanto, por se tratar de um programa de elementos finitos comercial

(pacote fechado), torna-se impossível estudar a causa real dessa questão. Caso fosse possível avaliar o procedimento de cálculo, seria interessante acompanhar o processo de integração adotado no código bem como a parte do processamento relativa à obtenção das tensões de cisalhamento na interface entre a fieira e a barra.

A figura 5.19 mostra a convergência da deformação efetiva em função da variação da malha para a condição de 8° e 8%. O comportamento qualitativo dos pontos foi estável desde a primeira simulação enquanto a estabilidade quantitativa foi obtida a partir da simulação com 13 elementos radiais. Nessa condição de trefilação, o programa conseguiu a estabilização para as demais variáveis de saída, conforme ilustram as figuras 5.20 a 5.24.

Na condição de 20° e 8%, a convergência da deformação efetiva em função da malha é apresentada na figura 5.25. A estabilidade qualitativa dos dados é obtida desde a primeira simulação e, quantitativamente, os pontos 2 a 6 estabilizam-se a partir da simulação com 20 elementos radiais. O ponto 1 estabiliza-se quantitativamente a partir da simulação com 28 elementos radiais. Para as demais variáveis, apenas a tensão residual circunferencial apresenta a convergência quantitativa de todos os pontos (ver figura 5.29, após simulação com 28 elementos). As demais variáveis de saída (figuras 5.26, 5.27, 5.28 e 5.30) mostram a convergência quantitativa para alguns pontos e para outros pontos os valores ficam oscilando. Os comentários feitos sobre a não convergência na condição de 3° e 8% são extensíveis à condição desse parágrafo.

A análise dos parágrafos acima mostra a malha de 28 elementos radiais (condição de 20° e 8%) como sendo a maior malha necessária para estabilização da deformação efetiva. Portanto, de acordo com o procedimento descrito no último parágrafo do item 4.1.2, novas simulações para as condições de 3° e 8%, 3° e 15%, 8° e 8%, 8° e 15% e 20° e 15% foram realizadas utilizando a malha com 28 elementos radiais. Os dados obtidos nessas simulações foram considerados os resultados finais das simulações sem considerar o efeito do caminho de deformação, os quais são apresentados no item 5.3.

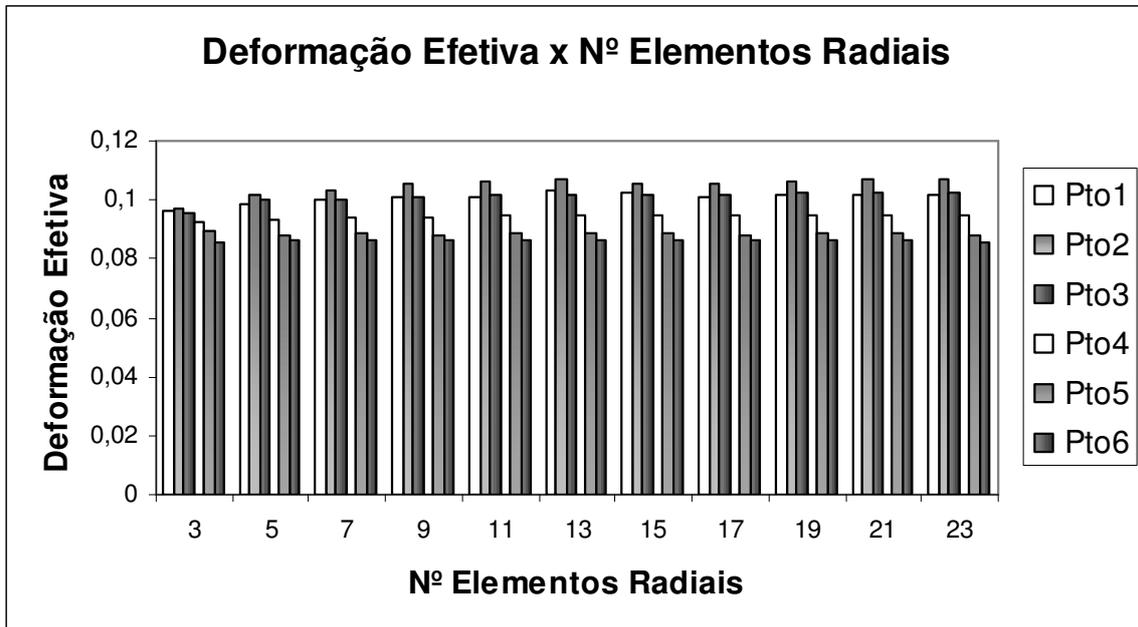


Figura 5.13 – Deformação efetiva em função da malha – condição 3º e 8%.

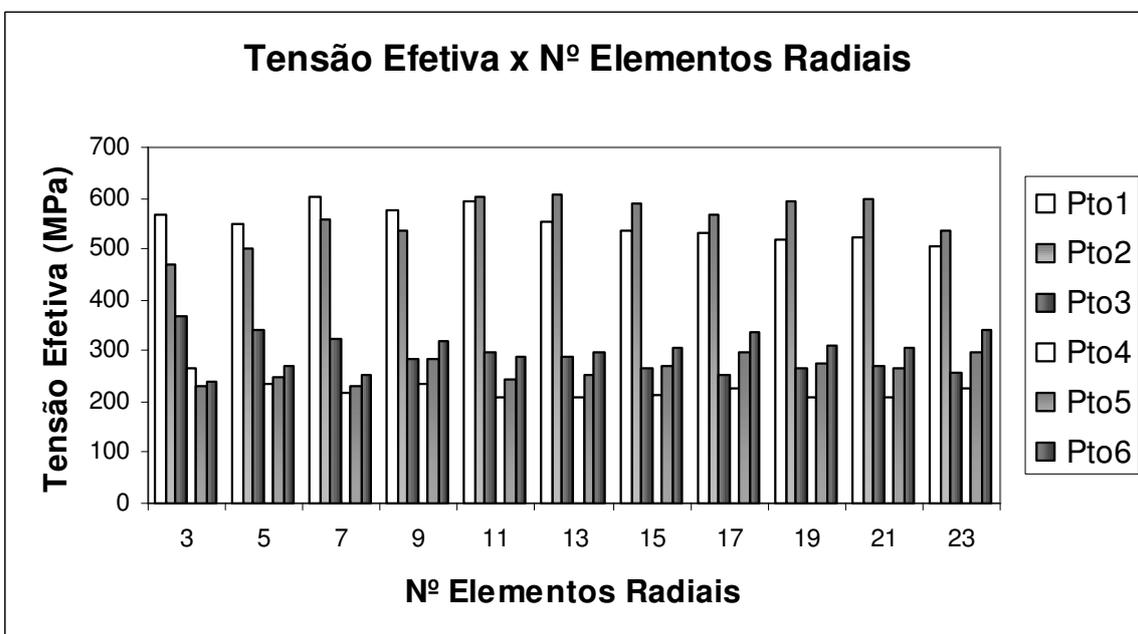


Figura 5.14 – Tensão efetiva em função da malha – condição 3º e 8%.

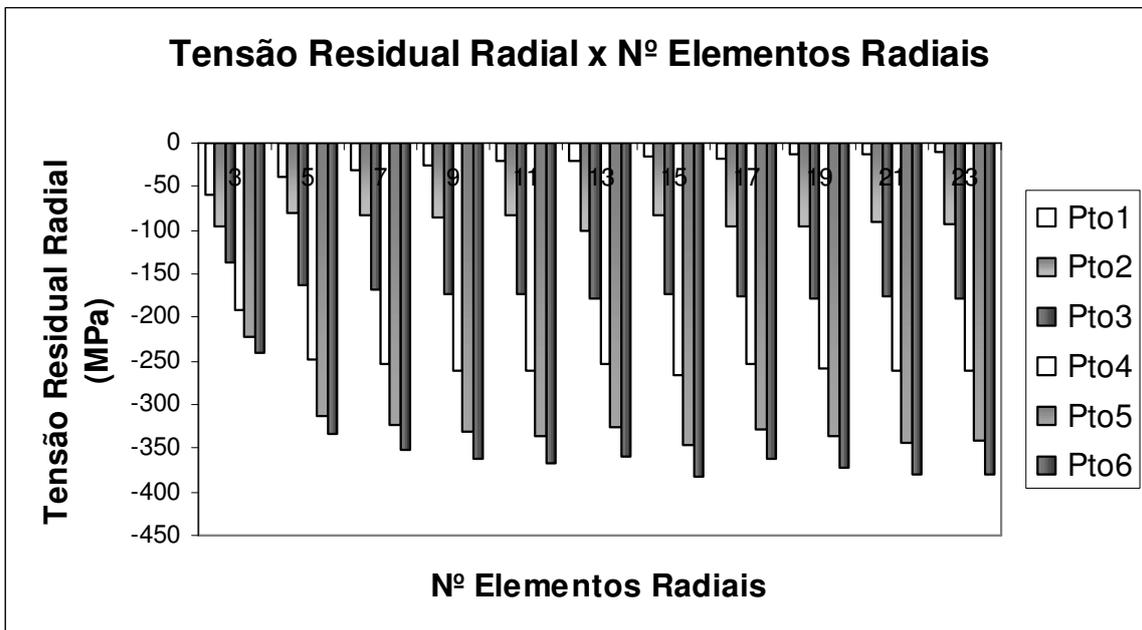


Figura 5.15 – Tensão residual radial em função da malha – condição 3° e 8%.

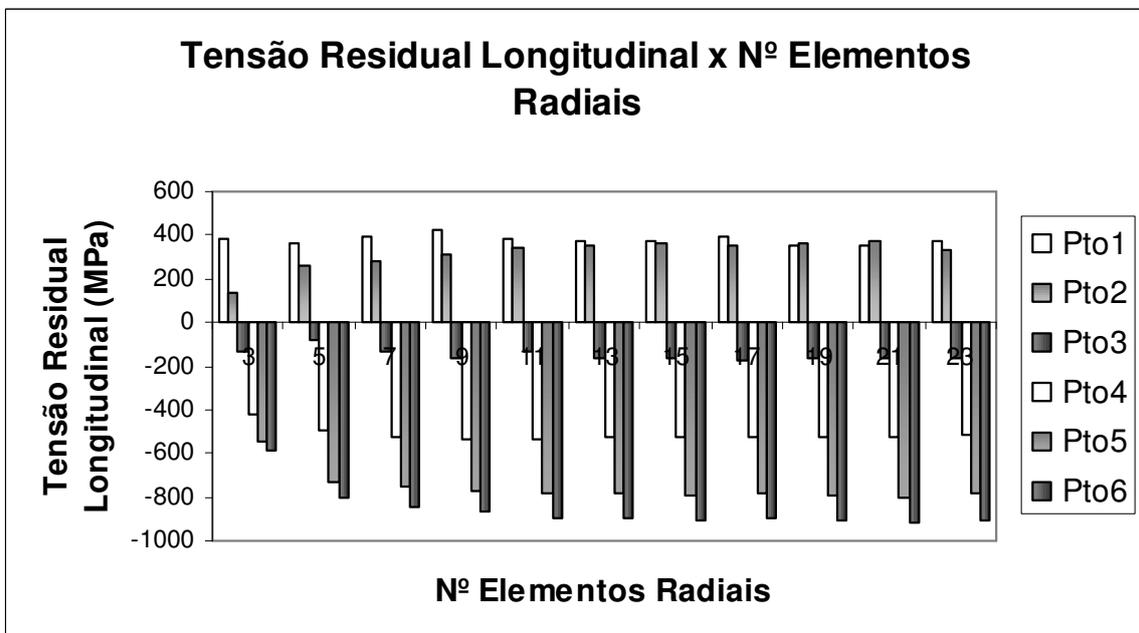


Figura 5.16 – Tensão residual longitudinal em função da malha – condição 3° e 8%.

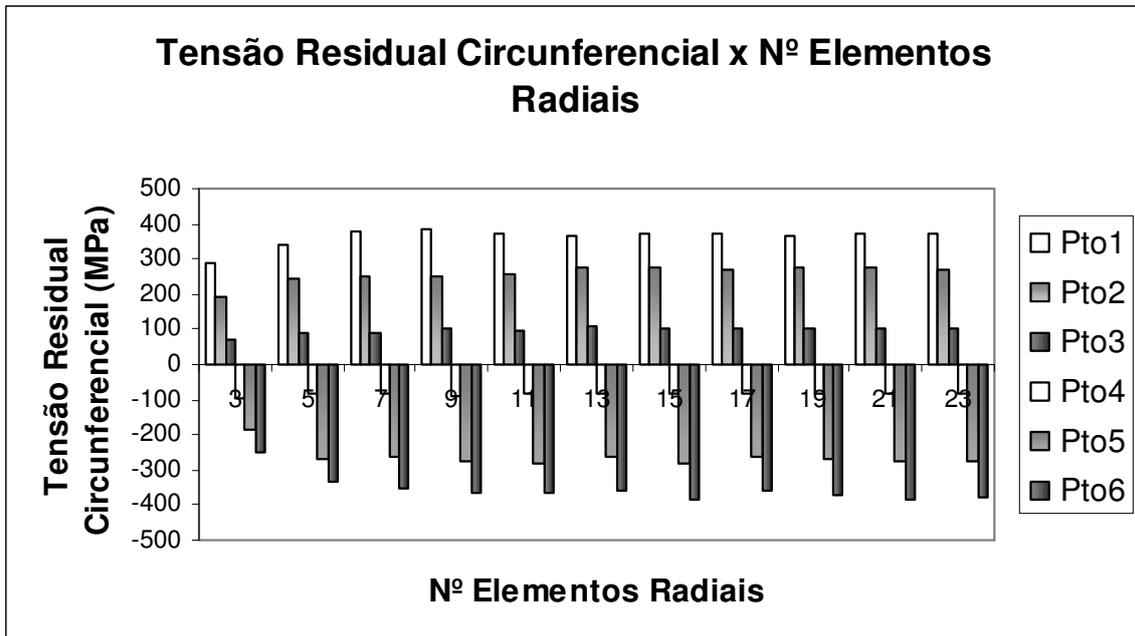


Figura 5.17 – Tensão residual circunferencial em função da malha – condição 3° e 8%.

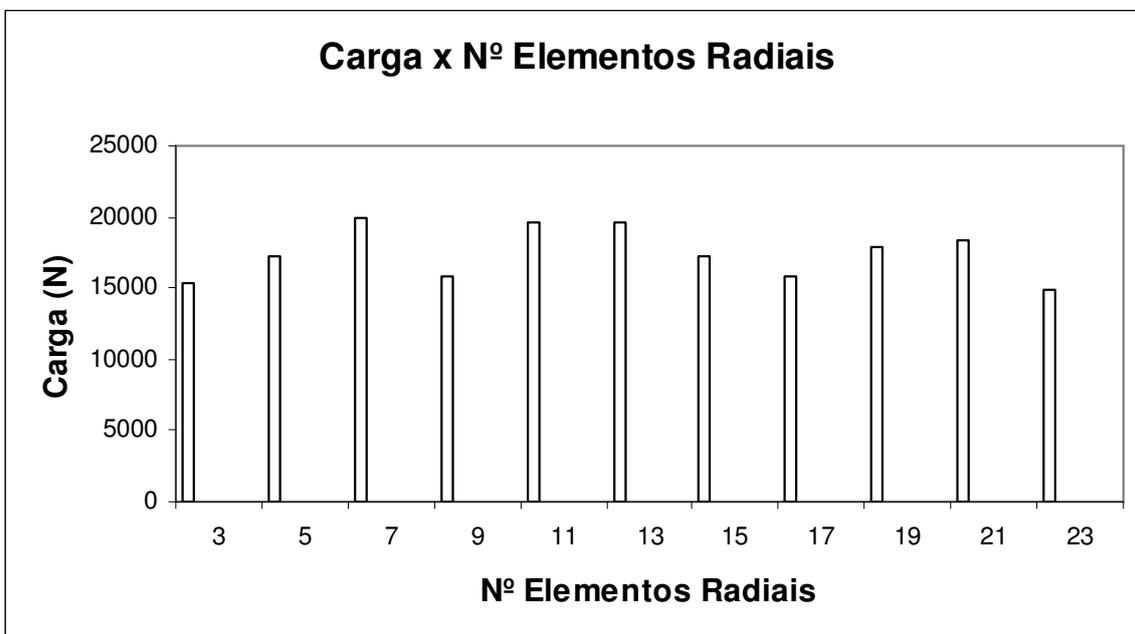


Figura 5.18 – Carga de trefilação em função da malha – condição 3° e 8%.

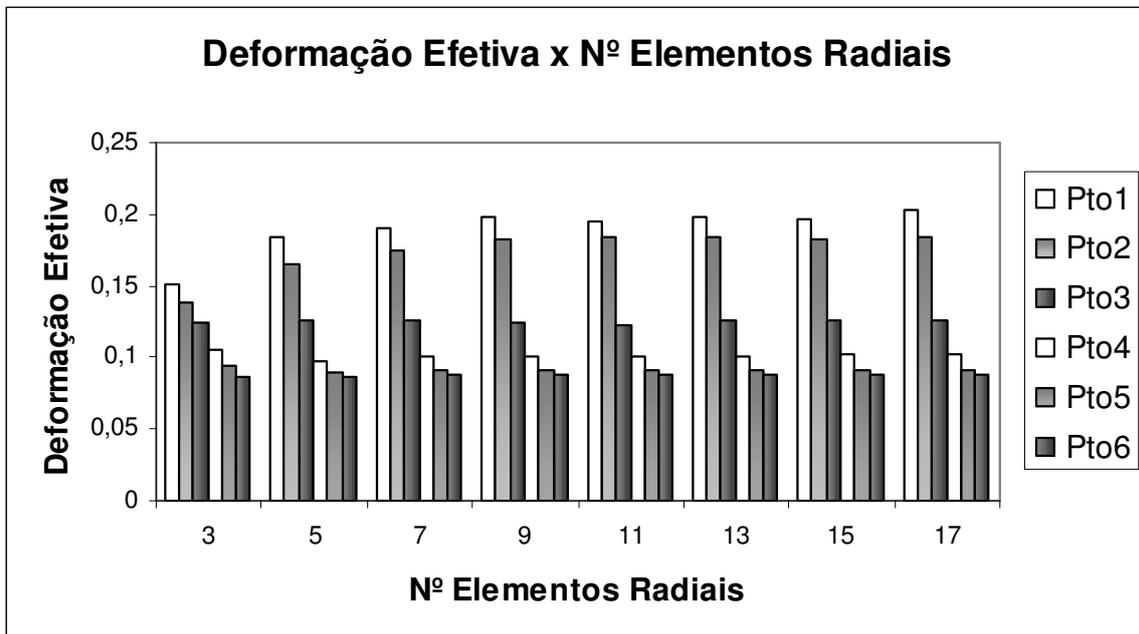


Figura 5.19 – Deformação efetiva em função da malha – condição 8° e 8%.

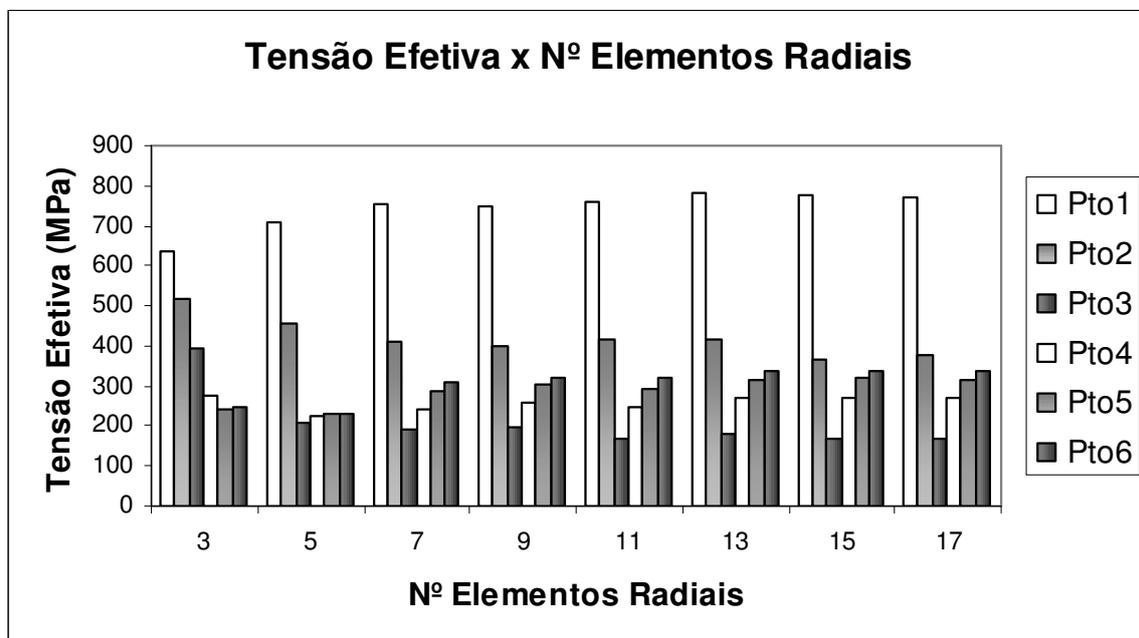


Figura 5.20 – Tensão efetiva em função da malha – condição 8° e 8%.

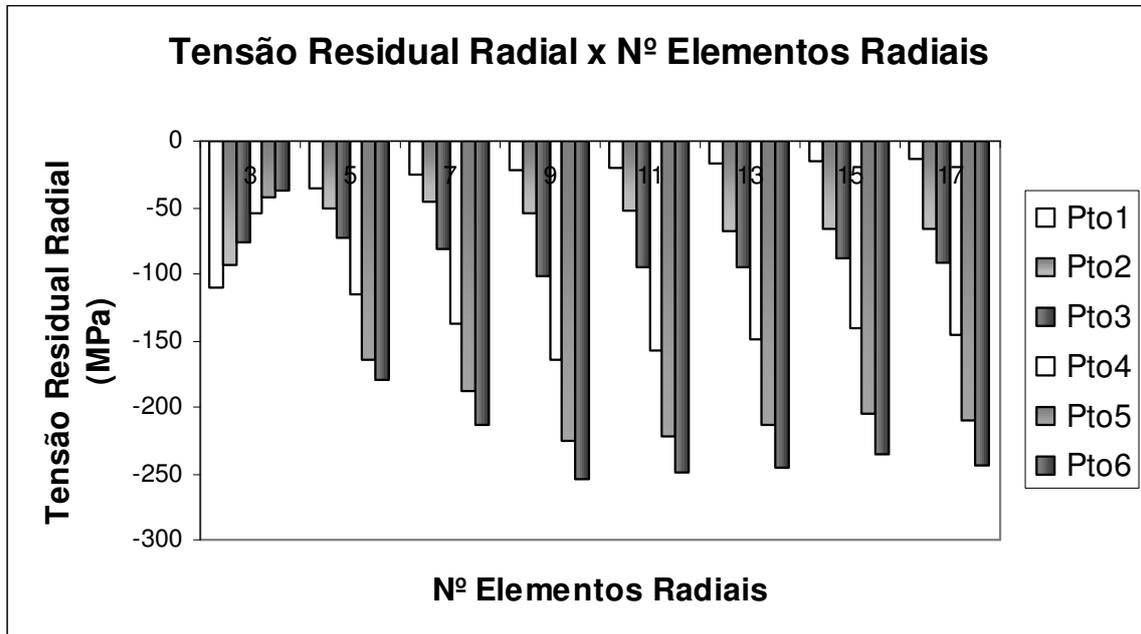


Figura 5.21 – Tensão residual radial em função da malha – condição 8° e 8%.

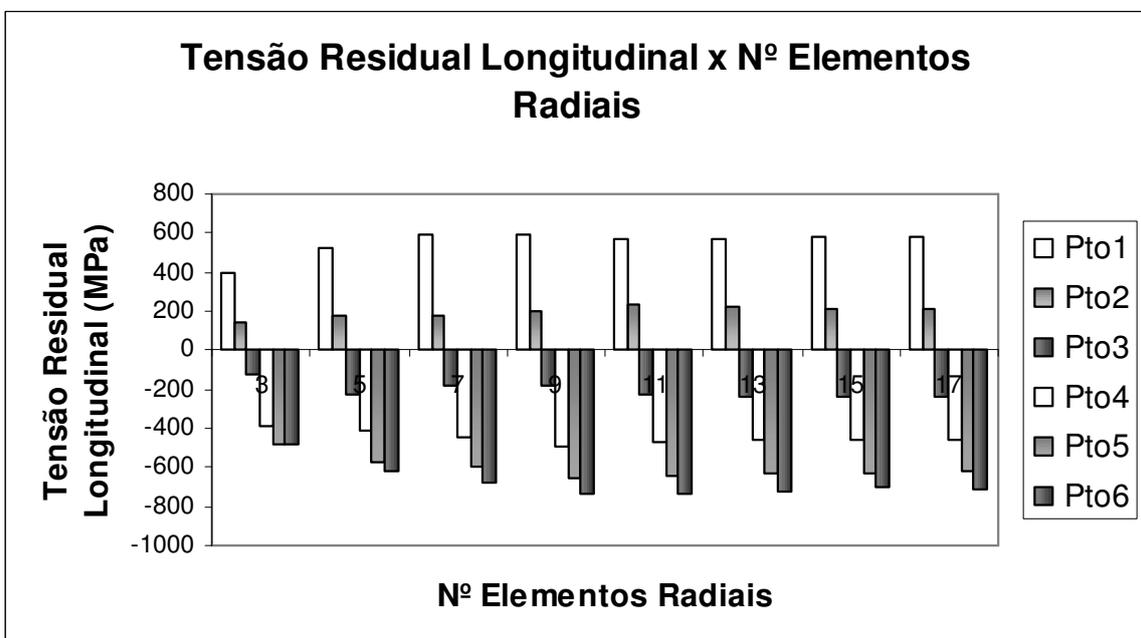


Figura 5.22 – Tensão residual longitudinal em função da malha – condição 8° e 8%.

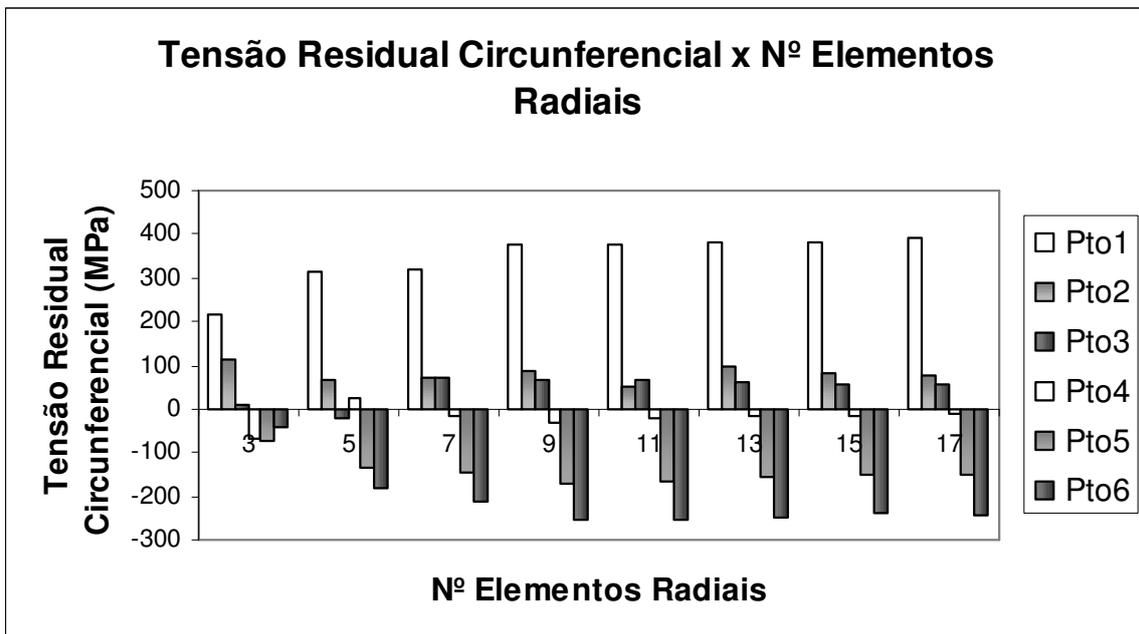


Figura 5.23 – Tensão residual circunferencial em função da malha – condição 8° e 8%.

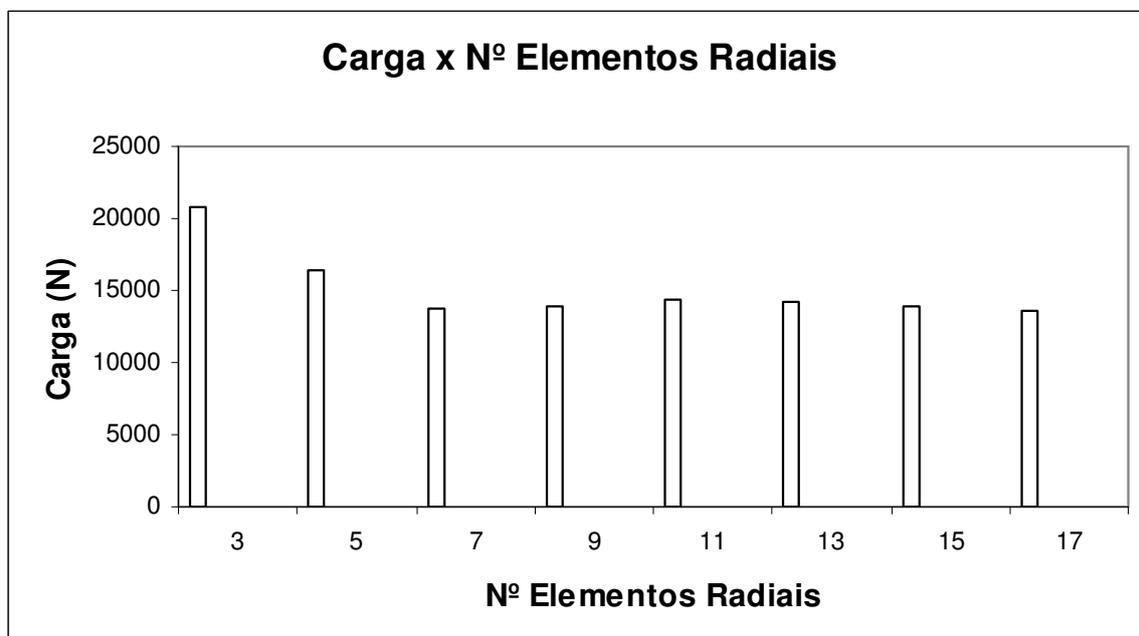


Figura 5.24 – Carga de trefilação em função da malha – condição 8° e 8%.

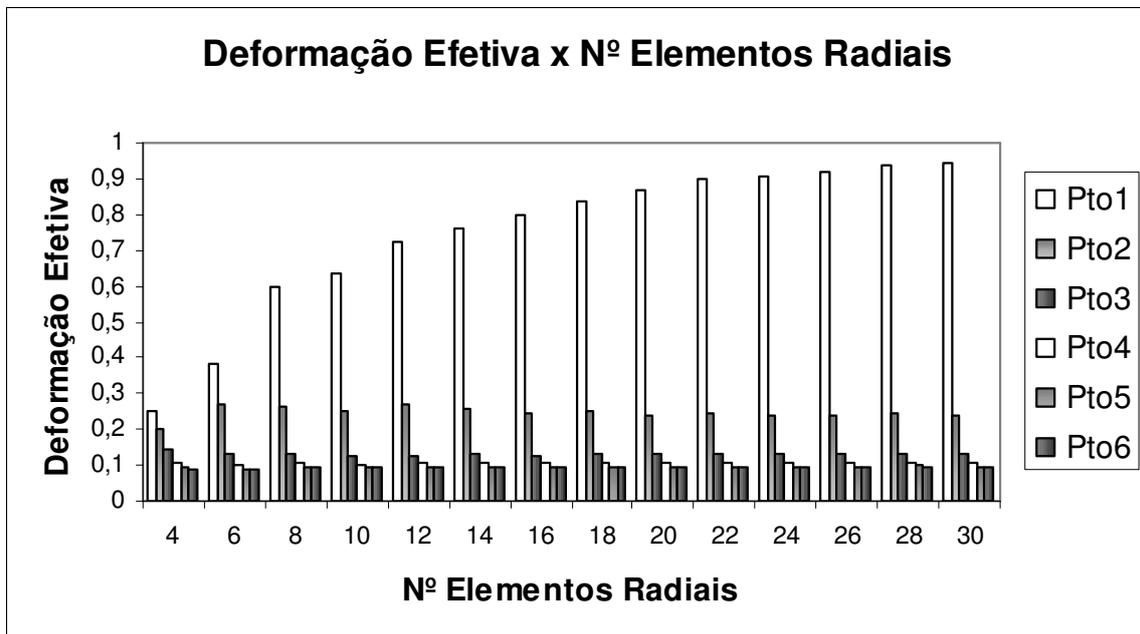


Figura 5.25 – Deformação Efetiva em função da malha – condição 20° e 8%.

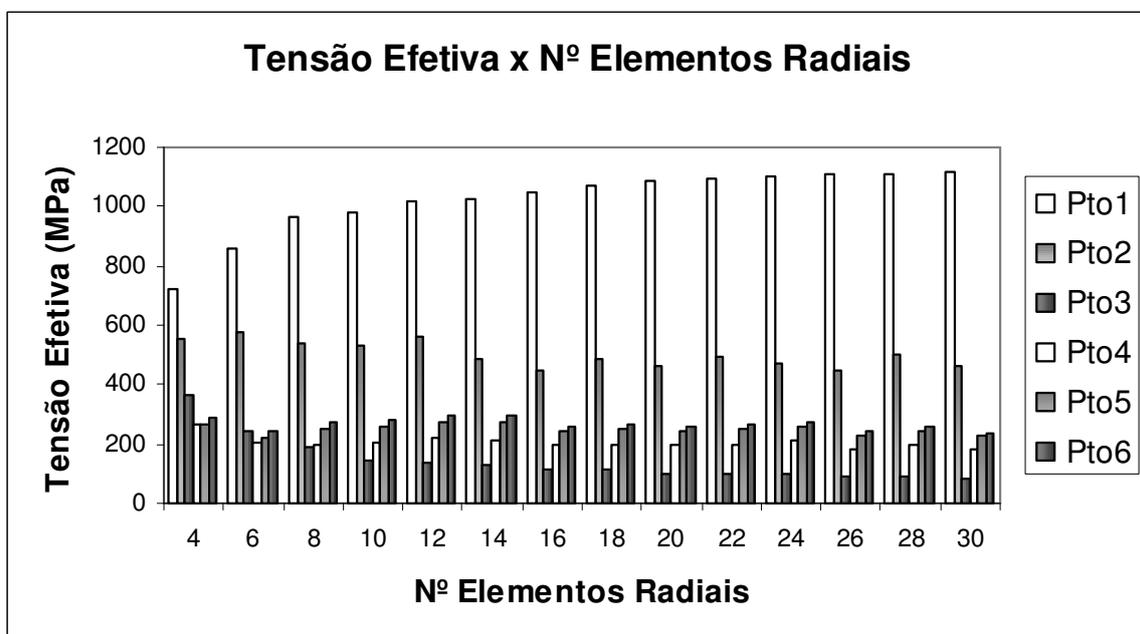


Figura 5.26 – Tensão Efetiva em função da malha – condição 20° e 8%.

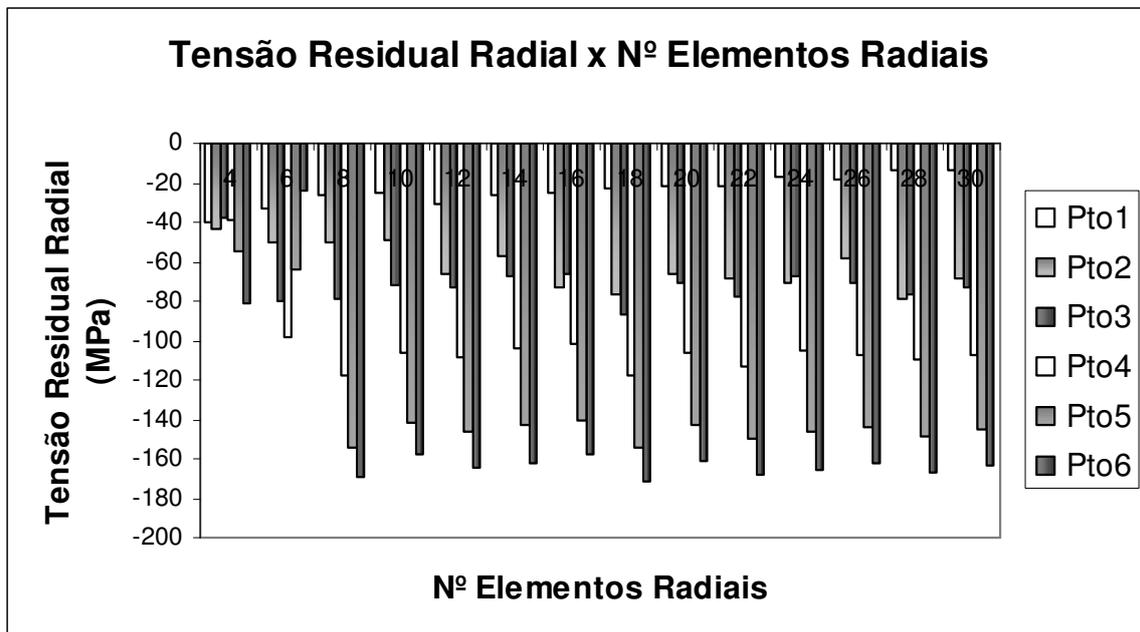


Figura 5.27 – Tensão residual radial em função da malha – condição 20° e 8%.

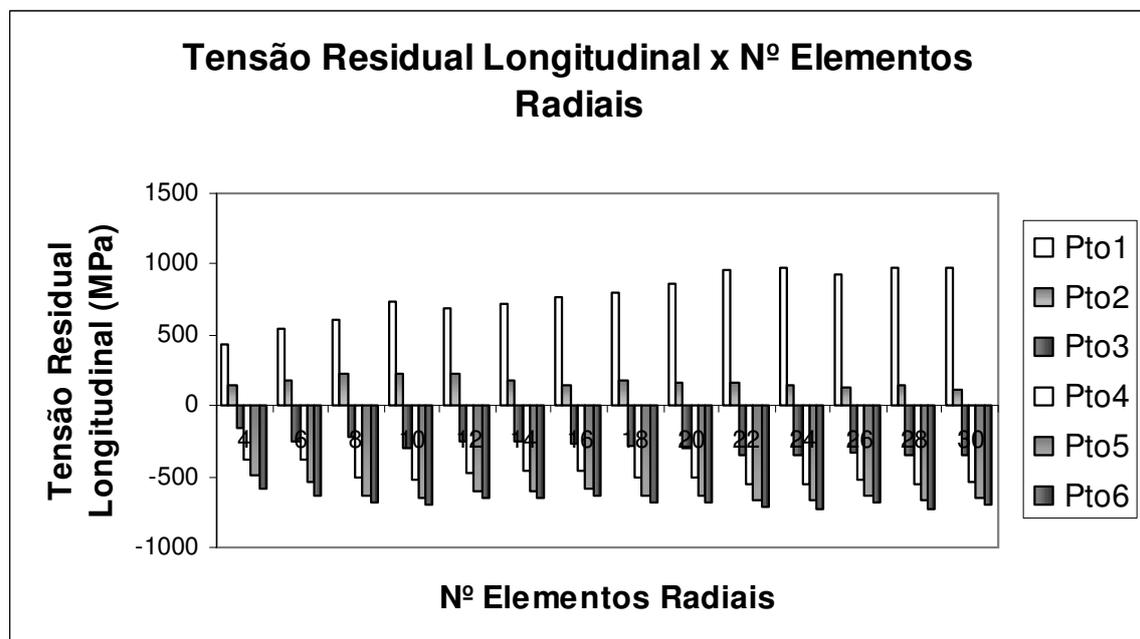


Figura 5.28 – Tensão residual longitudinal em função da malha – condição 20° e 8%.

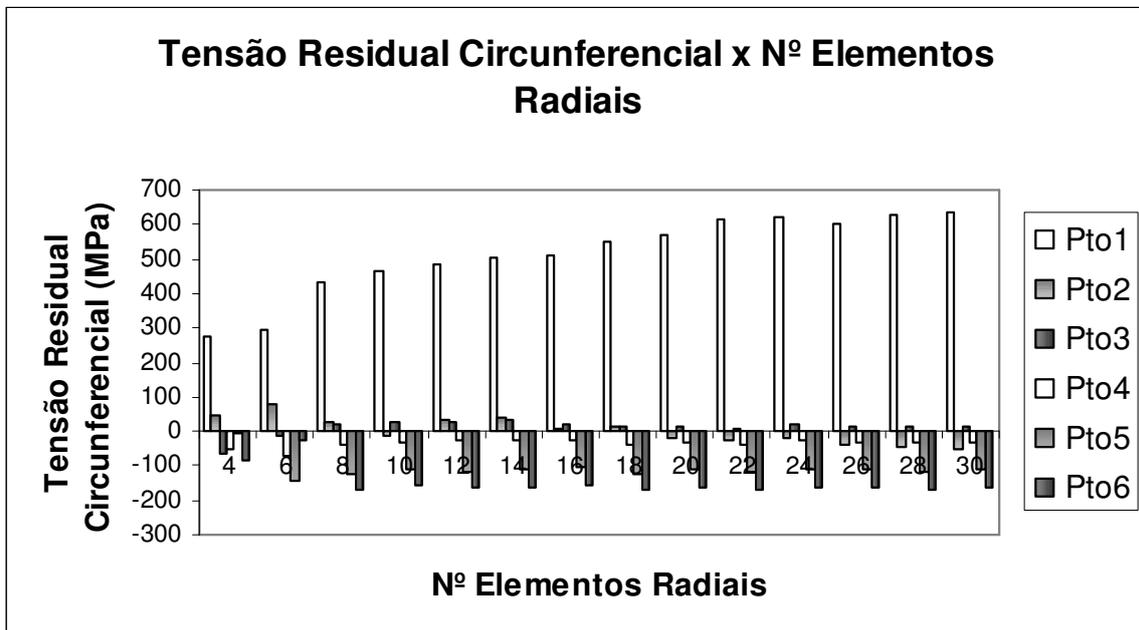


Figura 5.29 – Tensão residual circunferencial em função da malha – condição 20° e 8%.

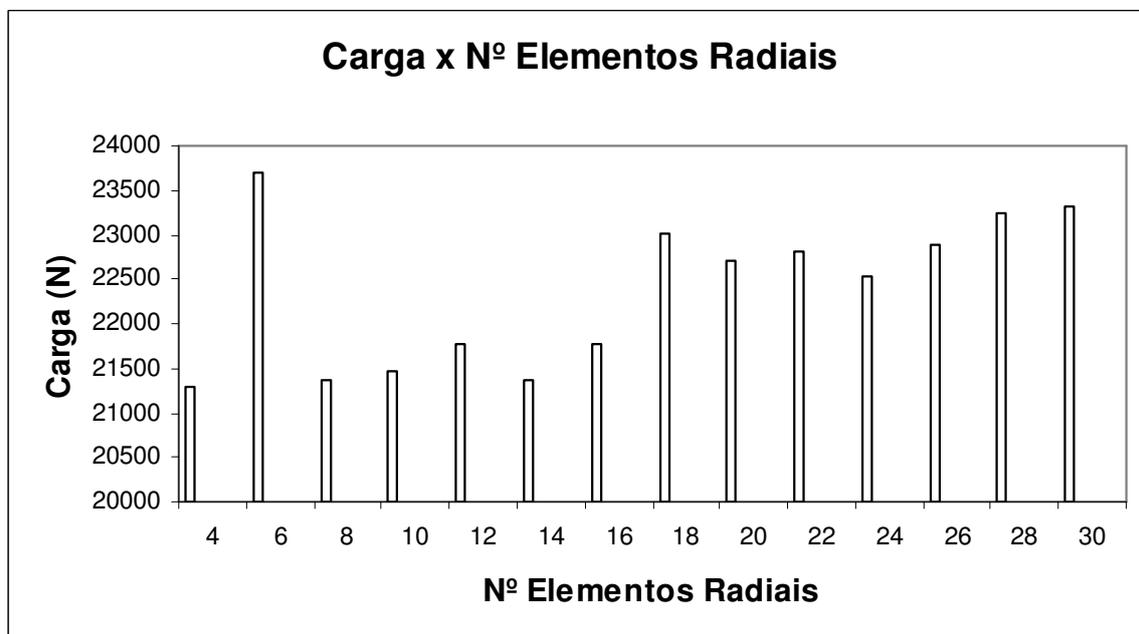


Figura 5.30 – Carga de trefilação em função da malha – condição 20° e 8%.

5.3 Resultados Finais das Simulações Sem Considerar o Efeito do Caminho de Deformação

A figura 5.31 mostra os comportamentos da deformação efetiva para as trefilações com semi-ângulos de 3°, 8° e 20° (ponto 1 corresponde ao centro da barra). A legenda da figura indica o semi-ângulo (03G) seguido da redução (08P). Assim como nos trabalhos de Dixit *et al.*⁽³⁴⁾, Överstam *et al.*⁽³⁶⁾, Gifford *et al.*⁽³⁷⁾ mencionados no item 3.1.2.3.2, os gráficos da figura mostram que os maiores valores de deformação efetiva são observados na superfície da barra. Em todas as condições analisadas, considerando fixa a redução de área, a heterogeneidade da deformação na seção transversal aumenta à medida que o semi-ângulo de trefilação cresce. Dixit *et al.*⁽³⁴⁾, Överstam *et al.*⁽³⁶⁾, Gifford *et al.*⁽³⁷⁾ obtiveram resultados semelhantes para a variação do semi-ângulo. A análise dos gráficos considerando o semi-ângulo fixo revela que uma maior homogeneidade da deformação efetiva é obtida, quando a redução de área aumenta, da mesma forma que Dixit *et al.*⁽³⁴⁾ e Överstam *et al.*⁽³⁶⁾ relataram. A maior heterogeneidade em relação ao aumento do semi-ângulo ocorre devido à concentração da deformação na superfície da barra à medida que o semi-ângulo aumenta⁽⁴³⁾. O efeito inverso ocorre para o aumento da redução de área, onde a deformação espalha-se em direção ao centro da barra⁽⁴³⁾.

A análise dos resultados de tensão efetiva é ilustrada na figura 5.32. Com exceção da condição de 3° 15%, as demais condições apresentam um comportamento qualitativo semelhante, com um valor de mínimo da tensão efetiva próximo ao ponto 4 do eixo das abscissas. Tanto a ocorrência do ponto de mínimo como a sua ausência na condição de 3° e 15% podem ser explicadas através da análise do perfil das tensões principais, as quais compõem a equação representativa da tensão efetiva (equação 3.37). A tensão principal σ_1 , para todas as condições analisadas, apresenta uma inversão de sinal próximo ao ponto 4 da barra, indicando a mudança do estado de compressão (centro) para o estado de tração (superfície). A tensão principal σ_3 , para todas as condições, apresenta um valor compressivo em toda a seção da barra. O maior valor de σ_3 encontra-se no centro e, na superfície, essa variável aproxima-se de zero. Dessa forma, através da análise da equação(3.37), percebe-se que o ponto de mínimo observado nos resultados é justificado, em função dos comportamentos de σ_1 e σ_3 descritos acima. Nas condições de 8° e 20°, o perfil da tensão principal σ_3 tende a acentuar o seu valor no

centro da barra à medida que a redução de área aumenta. Esse fenômeno não foi percebido para a condição de 3° onde o aumento da redução de área promoveu uma queda da tensão principal σ_3 no centro da barra. Essa alteração do comportamento de σ_3 provoca a ausência do ponto de mínimo para a condição de 3° e 15%.

Quantitativamente, as figuras 5.32b e 5.32c revelam uma maior heterogeneidade dos valores de tensão efetiva à medida que o semi-ângulo aumenta, considerando fixa a redução de área. A análise inversa, com o semi-ângulo fixo, revela uma maior homogeneidade dos valores de tensão efetiva para as condições de maior redução de área. Os comportamentos acima já eram previstos em função da análise semelhante feita para os resultados de deformação efetiva.

As figuras 5.33 a 5.35 mostram respectivamente os resultados obtidos para as tensões residuais radial, longitudinal e circunferencial.

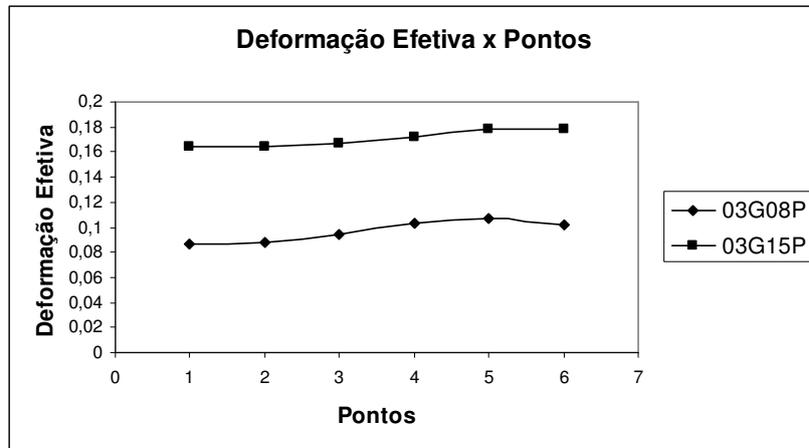
Os dados de tensão residual radial (figura 5.33) revelam a superfície da barra com um valor de tensão próximo de zero e o centro com uma tensão residual compressiva, da mesma maneira que He *et al.*⁽⁴²⁾ observaram. Em todos os semi-ângulos, as condições de maior redução apresentam uma maior tensão residual radial. Considerando fixa a redução de área, a tensão residual diminui à medida que o semi-ângulo aumenta.

Na figura 5.34, a superfície da barra apresenta uma tensão residual longitudinal de tração e o centro uma tensão compressiva, para todas as condições simuladas. No trabalho de He *et al.*⁽⁴²⁾, comportamento idêntico foi observado para essa tensão residual. Na condição de 3°, a maior redução é responsável por uma tensão residual menor enquanto, para as condições de 8° e 20°, esse comportamento é invertido com a maior redução induzindo valores de tensões residuais maiores. O comportamento observado para o semi-ângulo de 3° segue os resultados apresentados por Nakagiri *et al.*⁽⁴³⁾ enquanto o comportamento ilustrado em Alawode *et al.*⁽⁴¹⁾ é observado para as condições de 8° e 20°. Esse fato induz à hipótese que o aumento da redução de área provoca comportamentos distintos da componente longitudinal da tensão residual: em condições de baixo semi-ângulo, o aumento da redução diminui a tensão residual longitudinal; em condições de maiores semi-ângulo, o aumento da redução acarreta o aumento da tensão residual longitudinal.

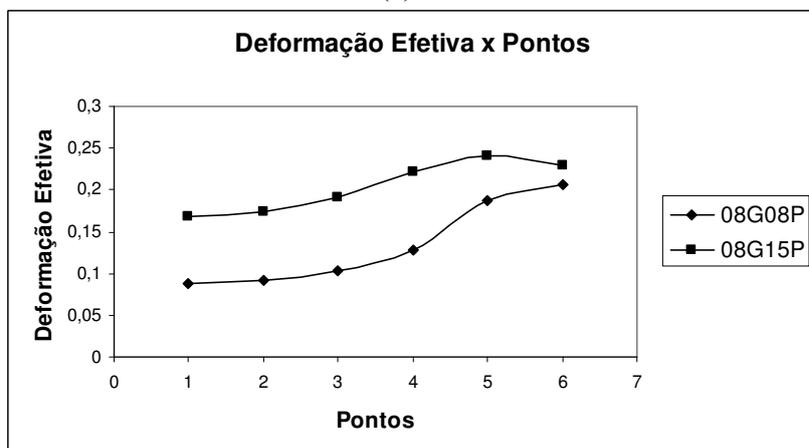
A figura 5.35 mostra que a superfície da barra apresenta uma tensão residual circunferencial de tração e o centro uma tensão compressiva, para todas as condições analisadas, sendo as conclusões de He *et al.*⁽⁴²⁾ idênticas a esses resultados. A diminuição do semi-ângulo, induz a redução da tensão residual dos pontos 1 a 5 e o aumento da tensão para o ponto 6, mantida a mesma redução. Quanto à influência da redução de área, seu aumento provoca maiores valores de tensão residual circunferencial.

Os resultados de carga de trefilação são apresentados na figura 5.36. No gráfico da figura, considerando uma mesma redução de área, é possível perceber um ponto de mínimo da carga de trefilação, indicando a existência de um semi-ângulo ótimo de trefilação, assim como foi relatado nos trabalhos descritos na metodologia^(33,34,35). A existência desse mínimo é justificada em Avitzur⁽³³⁾ através do somatório dos termos que contribuem para a carga de trefilação, o qual passa por um mínimo à medida que o semi-ângulo de trefilação aumenta. A figura 5.36 também revela que a carga de trefilação aumenta com o crescimento da redução de área, considerando fixo o semi-ângulo. O trabalho de Dixit *et al.*⁽³⁴⁾ também mostra um comportamento semelhante para a variação da redução de área.

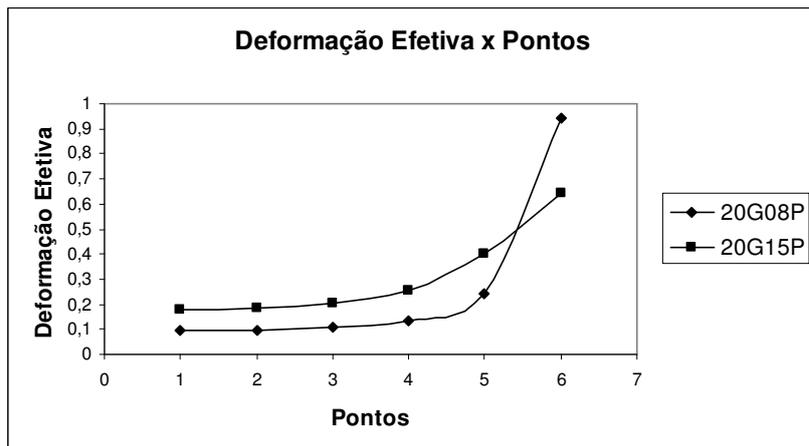
Os dados utilizados na elaboração dos gráficos do presente item podem ser vistos no anexo C.



(a)

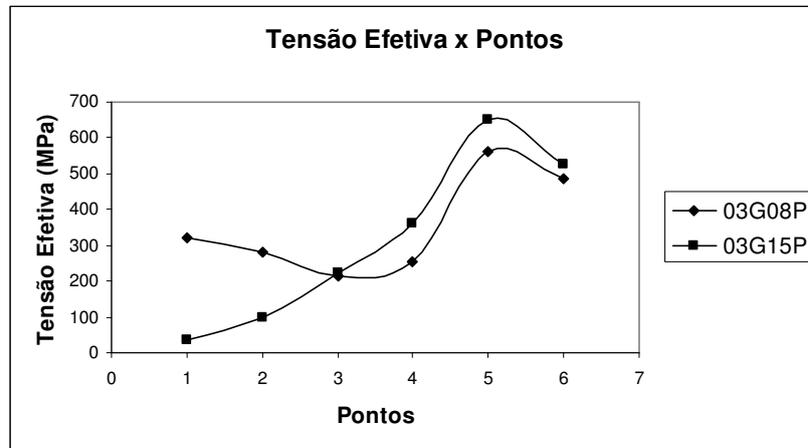


(b)

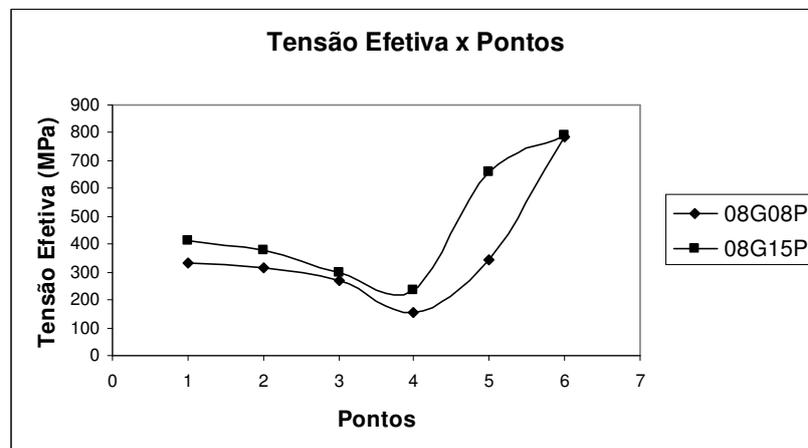


(c)

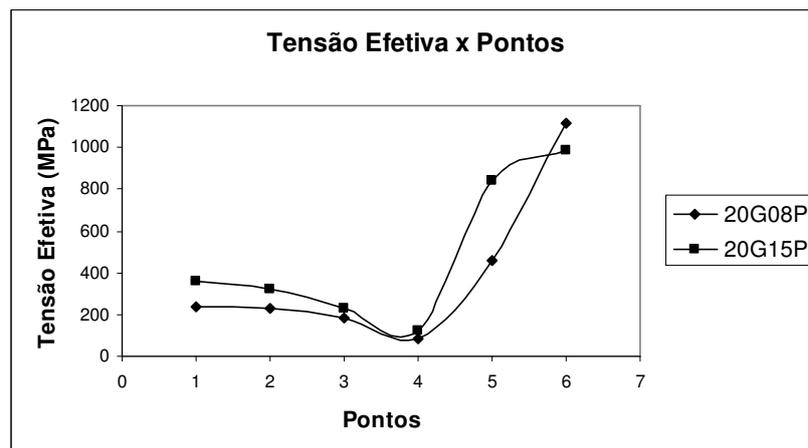
Figura 5.31 – Dados de deformação efetiva: a) semi-ângulo de 3° , b) semi-ângulo de 8° , c) semi-ângulo de 20° .



(a)

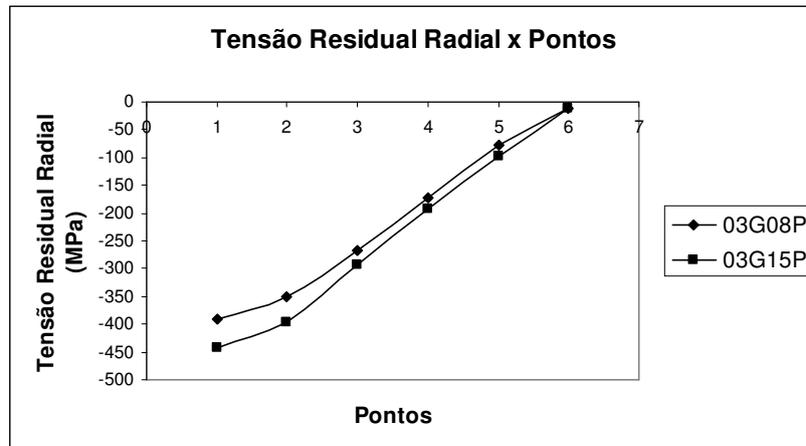


(b)

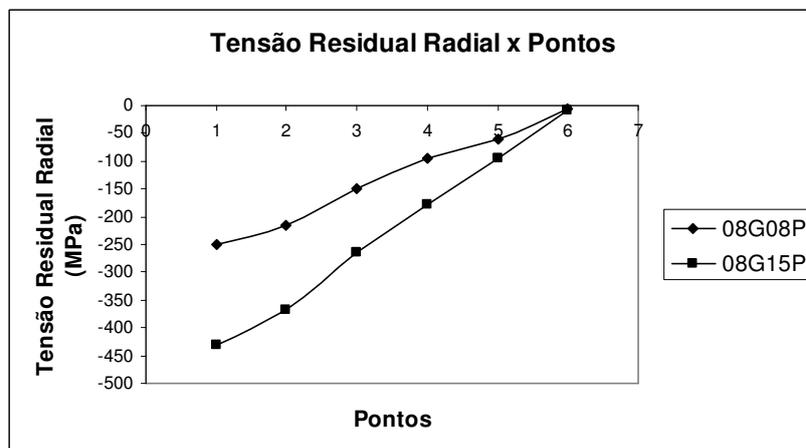


(c)

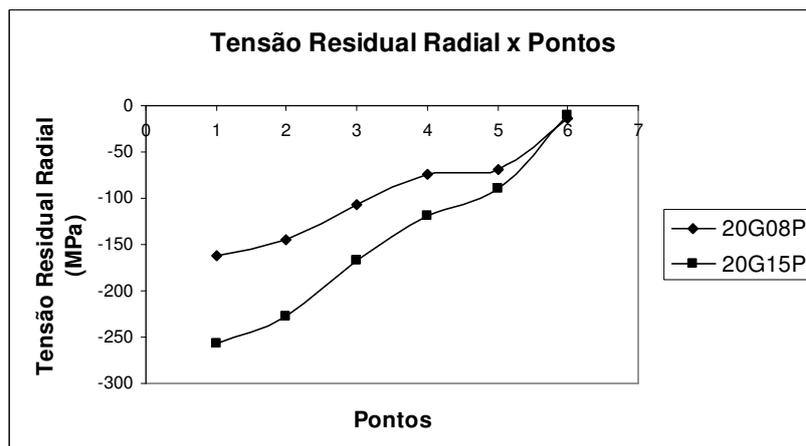
Figura 5.32 – Dados de tensão efetiva: a) semi-ângulo de 3°, b) semi-ângulo de 8°, c) semi-ângulo de 20°.



(a)

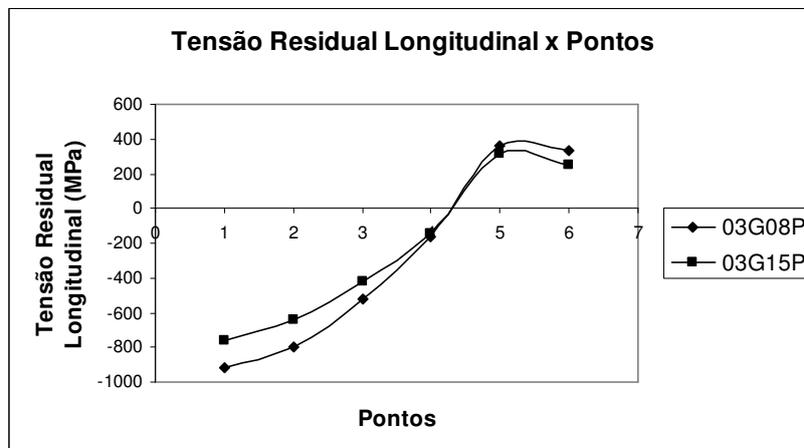


(b)

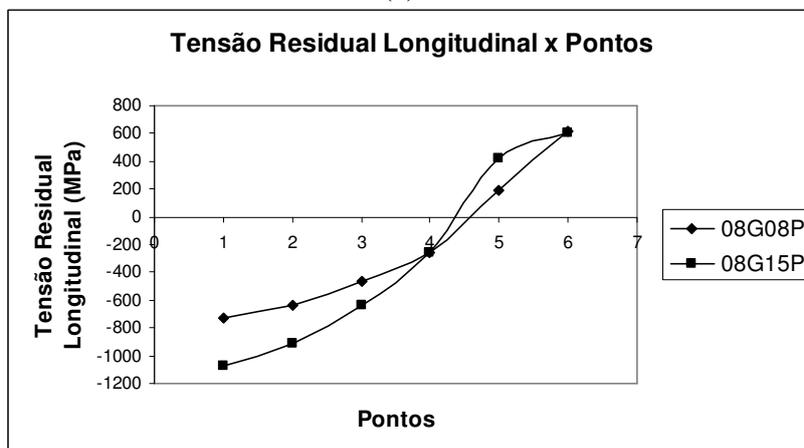


(c)

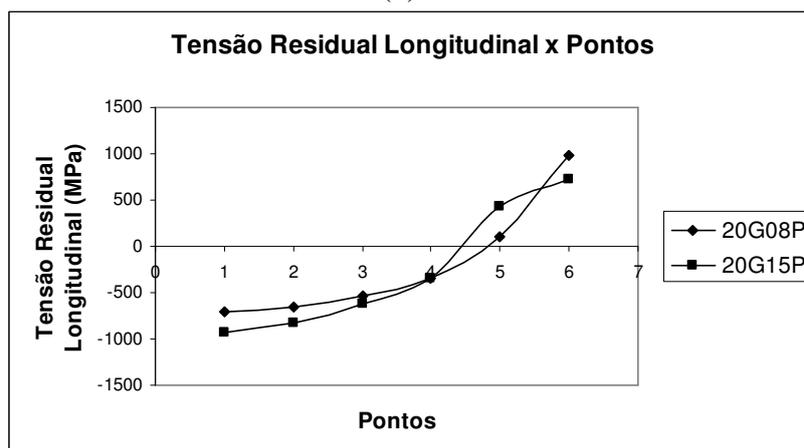
Figura 5.33 – Dados de tensão residual radial: a) semi-ângulo de 3°, b) semi-ângulo de 8°, c) semi-ângulo de 20°.



(a)

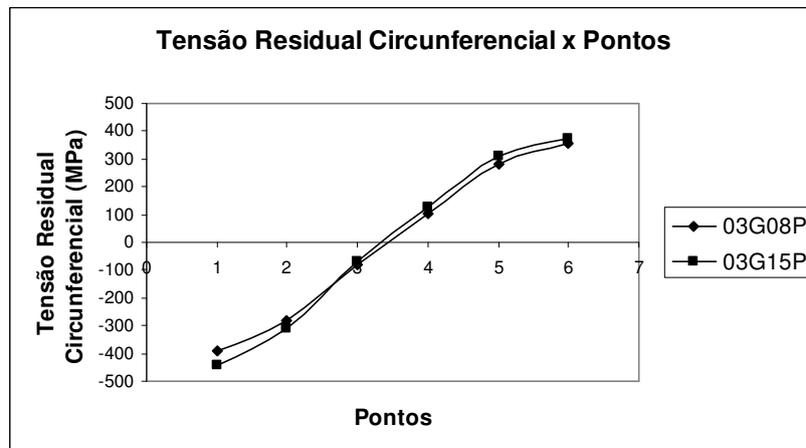


(b)

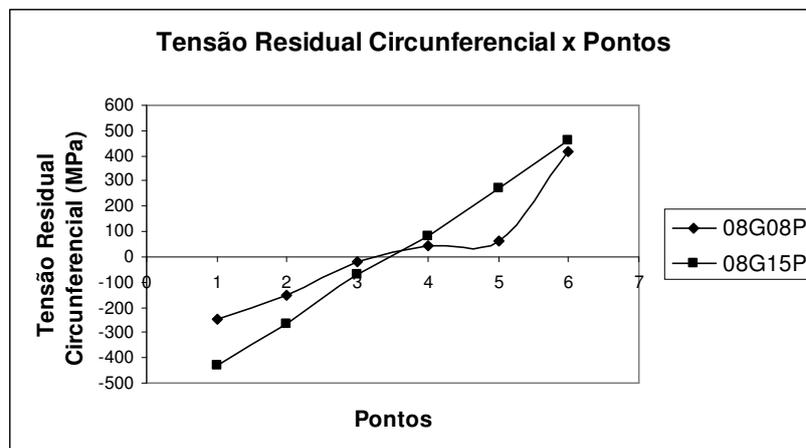


(c)

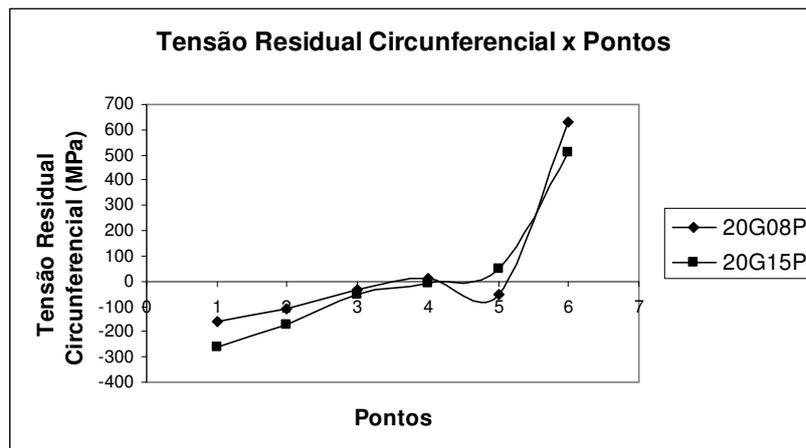
Figura 5.34 – Dados de tensão residual longitudinal: a) semi-ângulo de 3° , b) semi-ângulo de 8° , c) semi-ângulo de 20° .



(a)



(b)



(c)

Figura 5.35 – Dados de tensão residual circunferencial: a) semi-ângulo de 3° , b) semi-ângulo de 8° , c) semi-ângulo de 20° .

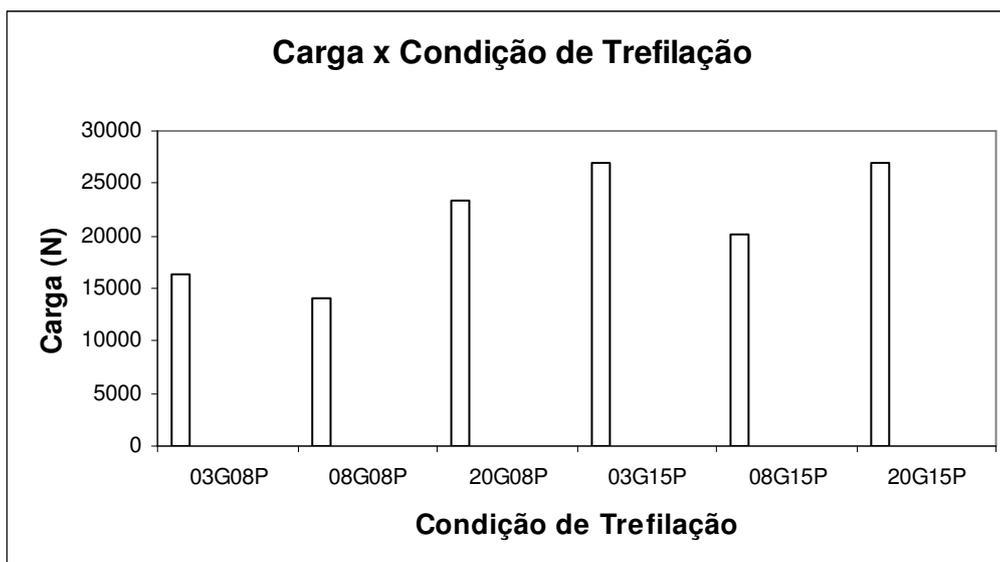


Figura 5.36 – Dados de carga de trefilação.

5.4. Avaliação da Carga Utilizada para as Medidas de Microdureza Vickers

O gráfico da figura 5.37 ilustra as curvas de microdureza Vickers média x carga para três amostras do aço inoxidável 420 recozido. As medidas de microdureza Vickers de cada amostra, em cada carga analisada, são apresentadas no anexo D.

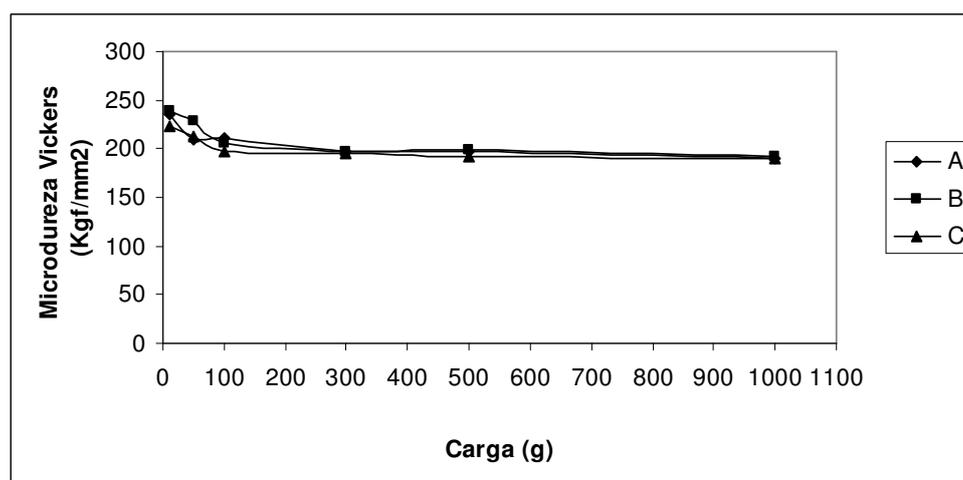


Figura 5.37 – Curvas de microdureza Vickers x carga do aço inoxidável 420 recozido.

Observa-se que o valor de microdureza independe da carga aplicada, a partir da carga de 300 g. Os valores que antecedem esta carga apresentam um comportamento idêntico para as três amostras, ou seja, ficam acima do valor de estabilização da microdureza.

A microestrutura do aço inoxidável 420, conforme caracterização feita no trabalho experimental de Corrêa⁽²¹⁾, é constituída de uma matriz ferrítica com carbonetos de cromo dispersos de forma uniforme. Dessa maneira, os valores que antecedem a carga de 300 g podem estar relacionados à dureza desses carbonetos.

Em função dos resultados de microdureza Vickers média obtidos, a carga de 300 g foi estabelecida para as demais medidas de microdureza Vickers do trabalho.

5.5. Relação entre Microdureza Vickers e Tensão Efetiva

A curva microdureza Vickers média x deformação efetiva obtida para as sete amostras tracionadas do aço inoxidável 420 recozido (item 4.2.1.2) é mostrada na figura 5.38. A curva segue um comportamento similar aos dados de microdureza x deformação efetiva encontrados na literatura^(63,64), ou seja, um aumento da deformação efetiva promove um aumento da microdureza Vickers (considerando a análise de materiais em um estágio de deformação). As tabelas com os valores de microdureza Vickers x deformação que compõem o gráfico da figura 5.38 podem ser vistas no anexo E.

Na figura 5.39, a curva descrevendo a relação entre microdureza Vickers e tensão efetiva do aço inoxidável 420 é mostrada. A tabela V.2 contém os dados utilizados na elaboração dessa curva, os quais foram obtidos segundo o procedimento do item 4.2.1.2 (figura 4.8).

A análise da curva relação entre microdureza Vickers e tensão efetiva mostra que a relação obtida apresenta valores compreendidos no intervalo de 2.5 a 3.0. Esse intervalo encontra-se dentro dos resultados observados na literatura^(30,67,68) para a respectiva relação.

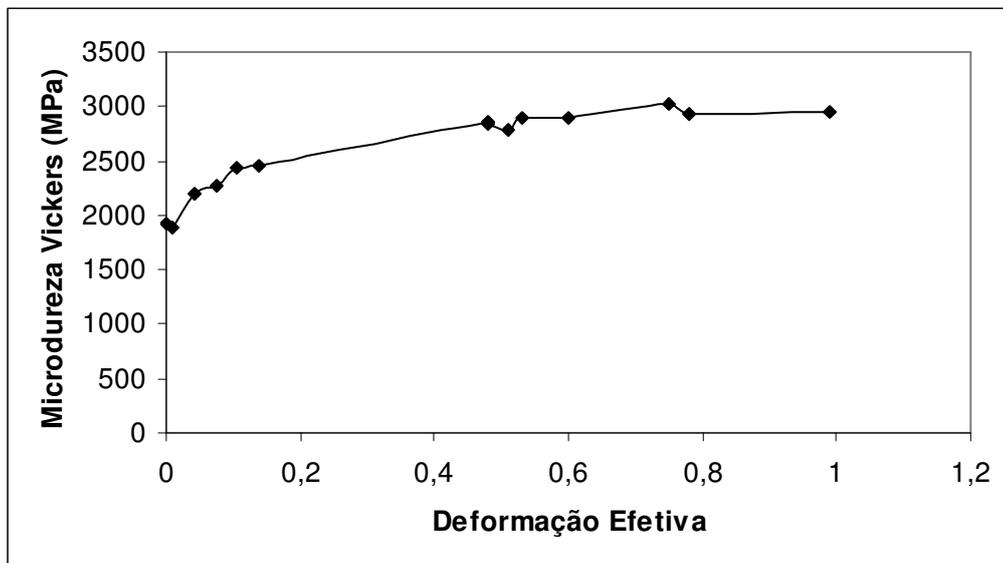


Figura 5.38 – Curva microdureza Vickers média x deformação efetiva obtida no ensaio de tração.

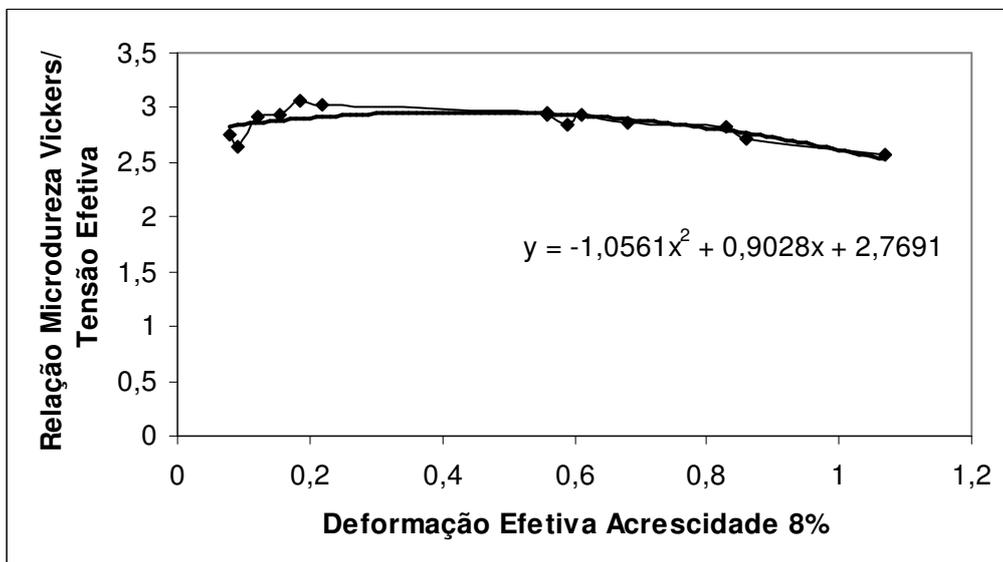


Figura 5.39 – Relação microdureza Vickers x deformação efetiva acrescida de 8% do aço inoxidável 420.

Tabela V.2 – Dados para elaboração da relação entre microdureza Vickers x tensão efetiva.

Deformação Efetiva	Microdureza Vickers (MPa)	Deformação Efetiva Acresc. 0,08	Tensão Efetiva (MPa) Curva Tração	Deformação Efetiva Acresc. 0,08	Relação Microdureza/ Tensão Efetiva
0,00	1925,31	0,08	700,55	0,08	2,75
0,01	1888,46	0,09	715,48	0,09	2,64
0,04	2191,28	0,12	750,85	0,12	2,92
0,07	2278,50	0,15	775,42	0,15	2,94
0,11	2428,44	0,19	794,68	0,19	3,06
0,14	2461,76	0,22	811,30	0,22	3,03
0,48	2849,84	0,56	964,89	0,56	2,95
0,48	2833,18	0,56	964,89	0,56	2,94
0,51	2789,08	0,59	977,68	0,59	2,85
0,53	2890,02	0,61	986,09	0,61	2,93
0,60	2894,92	0,68	1014,71	0,68	2,85
0,75	3017,42	0,83	1071,27	0,83	2,82
0,78	2930,20	0,86	1081,75	0,86	2,71
0,99	2956,66	1,07	1147,62	1,07	2,58

5.6. Camadas das Condições de Trefilação

As camadas para cada condição de trefilação são ilustradas na figura 5.40. A magnitude das camadas foi definida conforme mencionado na metodologia (item 4.2.1.3).

5.7. Curvas de Carga de Trefilação

Nos gráficos das figuras 5.41 a 5.43, a carga de trefilação das condições analisadas (tabela IV.1) são mostradas. Em cada gráfico são ilustradas as curvas obtidas para as duas amostras trefiladas. Os dados utilizados na elaboração dos gráficos constam no anexo F.

As figuras 5.41 a 5.43 evidenciam que, para uma redução de área fixa, a carga para trefilação tem uma queda e depois volta a aumentar, à medida que o semi-ângulo aumenta, caracterizando a existência de um ponto de mínimo, ou seja, o semi-ângulo

ótimo de trefilação. Esse fenômeno também é previsto na literatura⁽¹¹³⁾, conforme comentado no item 5.3. Para o semi-ângulo fixo, as figuras mostram que a carga de trefilação aumenta quando a redução de área aumenta.

O comportamento da carga de trefilação do aço inoxidável 420 recozido, em função da variação da redução de área ou do semi-ângulo de trefilação, também é previsto nos trabalhos mencionados no item 3.1.2.3.1.

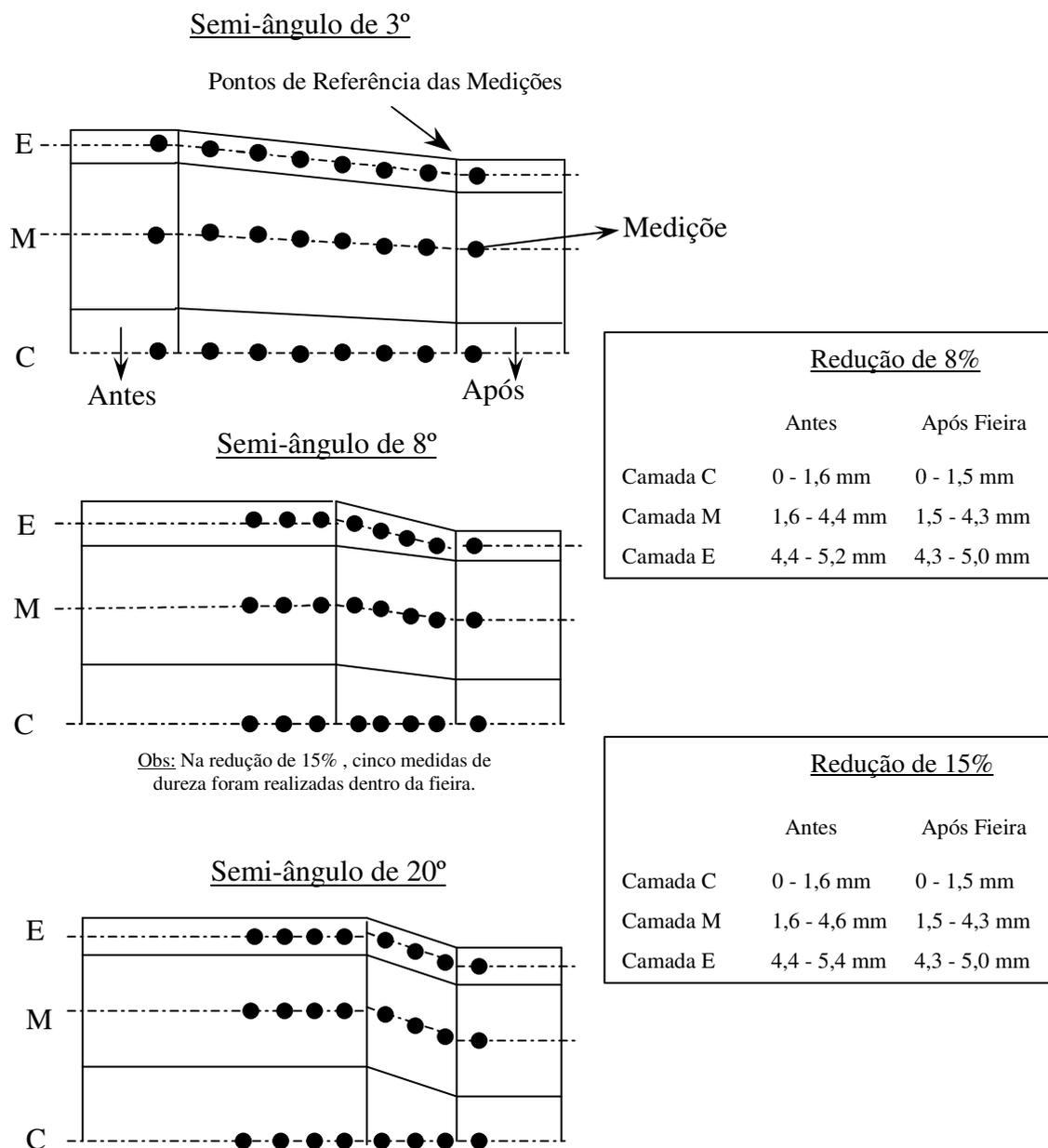
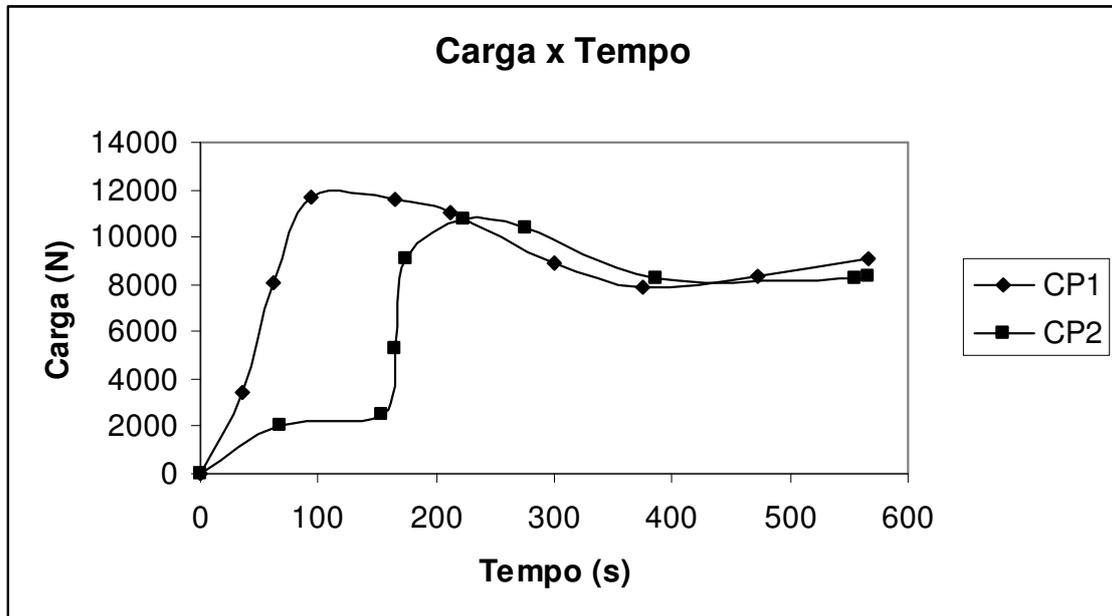
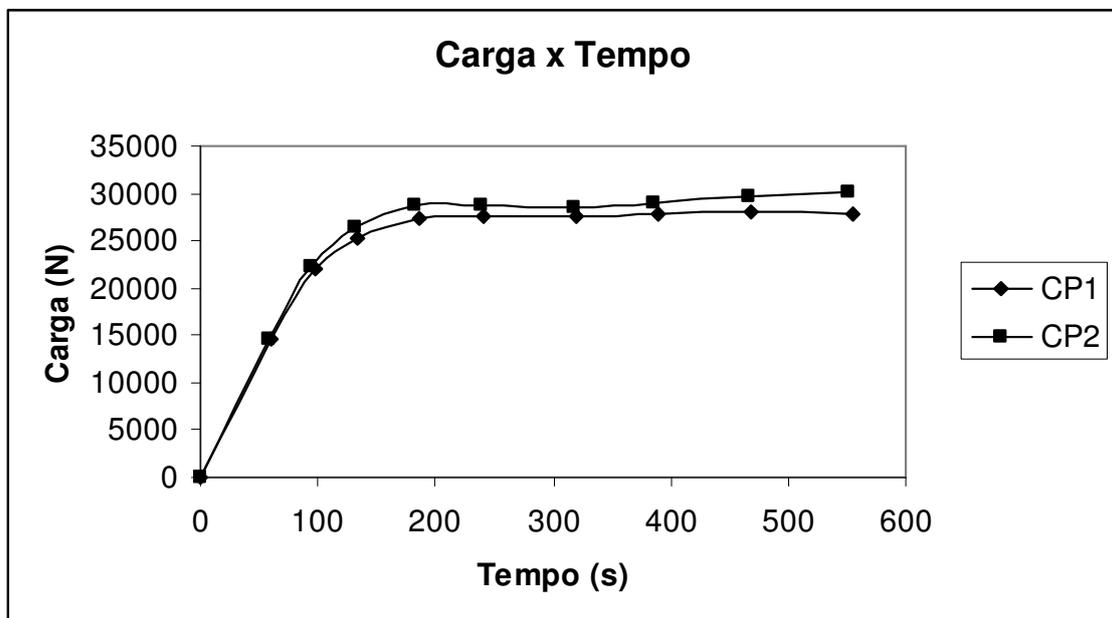


Figura 5.40 – Camadas para as condições de trefilação.

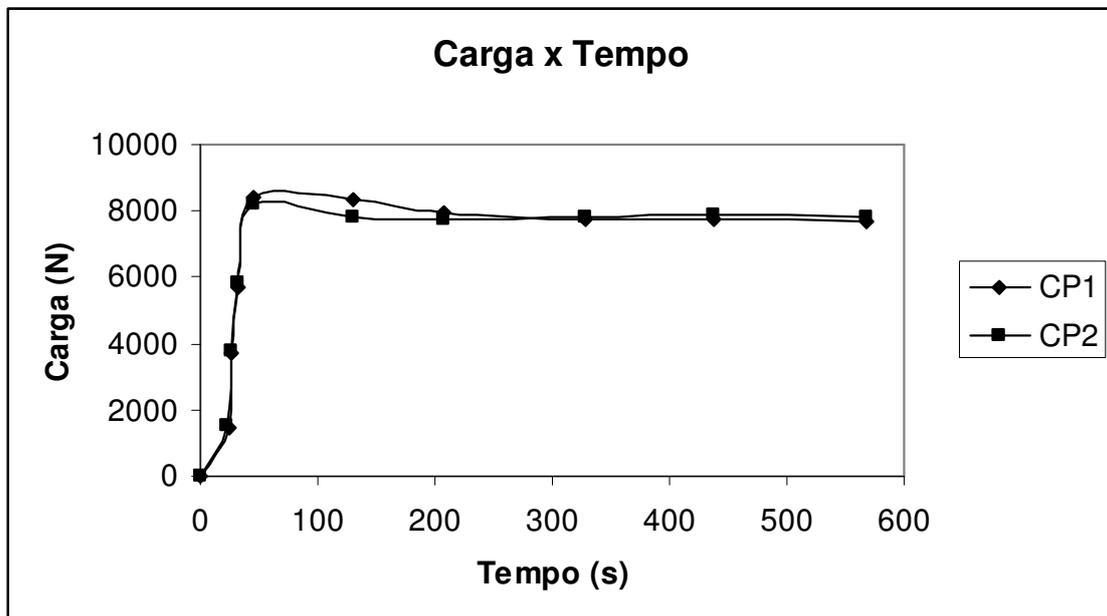


(a)

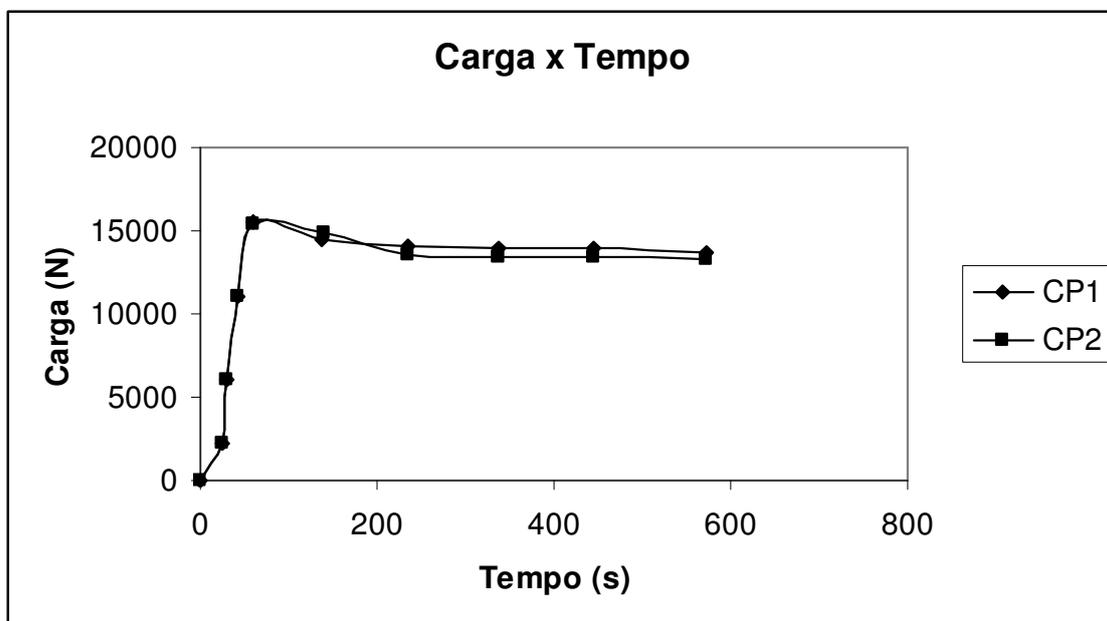


(b)

Figura 5.41 – Carga de trefilação: a) condição de 3° e 8%, b) condição 3° e 15%.

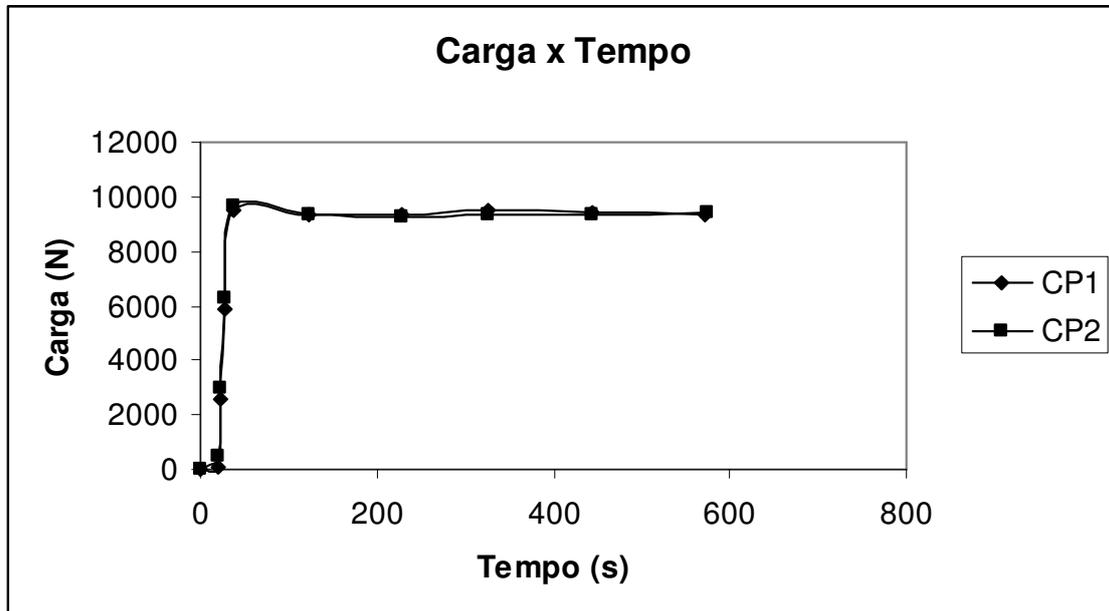


(a)

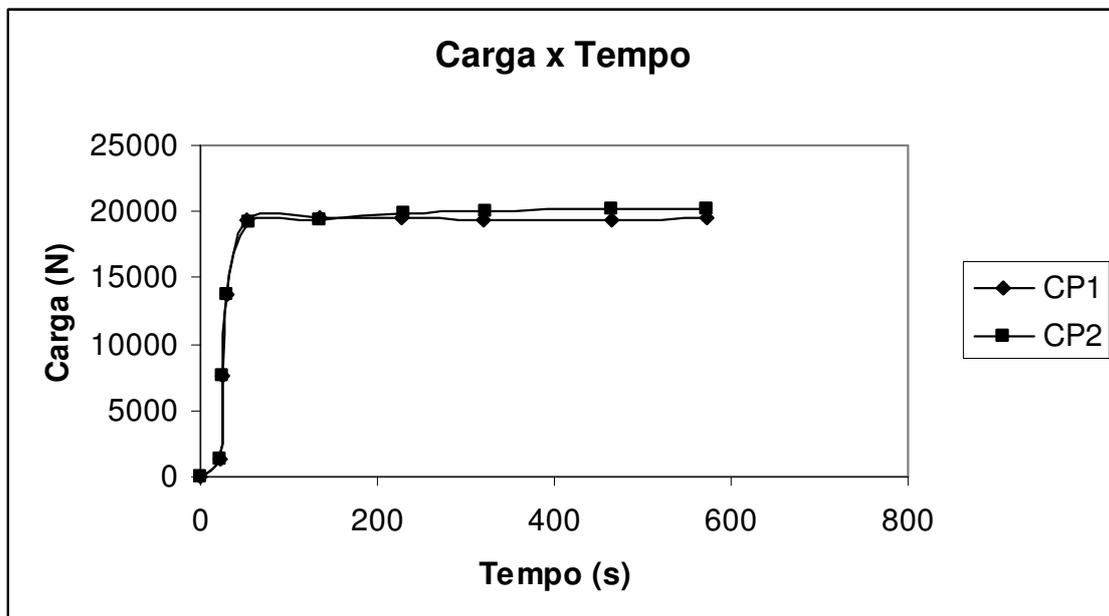


(b)

Figura 5.42 – Carga de trefilação: a) condição de 8° e 8%, b) condição 8° e 15%.



(a)



(b)

Figura 5.43 – Carga de trefilação: a) condição de 20° e 8%, b) condição 20° e 15%.

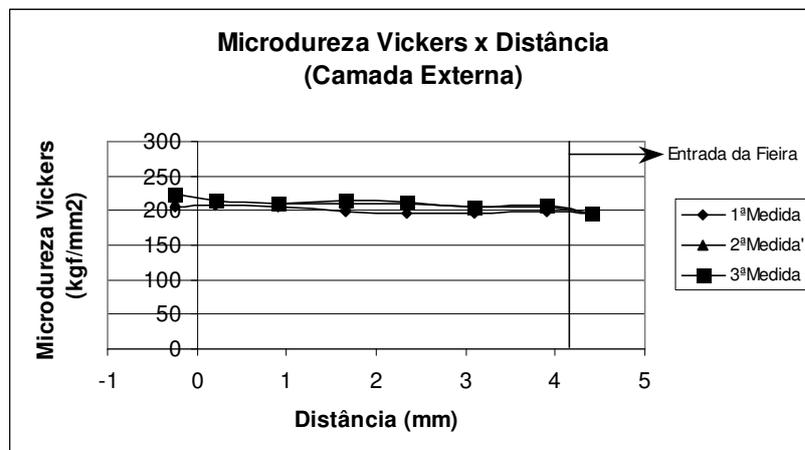
5.8. Microdureza Vickers das Camadas das Condições de Trefilação

Os dados de microdureza Vickers para as camadas são apresentados nas figuras 5.44 a 5.49. A abscissa das figuras equivale à distância ao longo da direção de trefilação e o ponto 0 representa a saída da fieira. As medidas foram realizadas nas linhas médias de cada camada considerada (ver figura 5.40). As tabelas com os dados das figuras constam no anexo G.

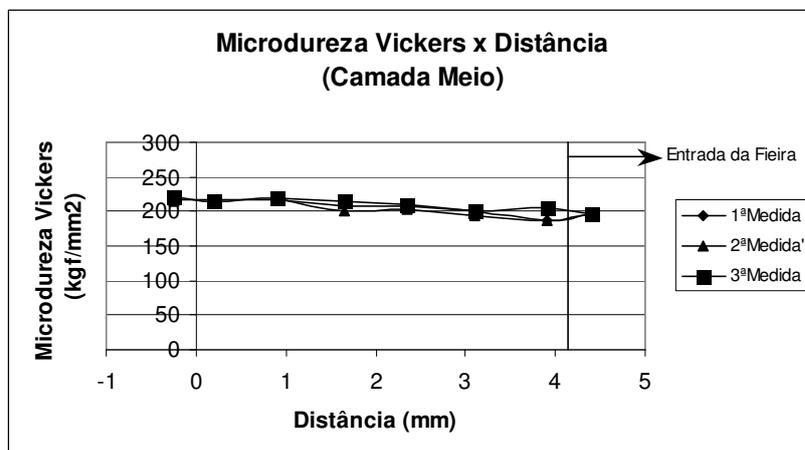
Em todas as condições de trefilação, a nuvem de pontos de microdureza Vickers de cada linha média apresentou um aspecto semelhante ao previsto na literatura⁽⁶³⁾, com a microdureza aumentando à medida que a deformação efetiva na linha média aumentava – essa observação é válida para metais sujeitos a um único carregamento e sem deformação inicial.

A análise do comportamento relativo das nuvens de pontos de microdureza Vickers evidenciou as seguintes características. Na trefilação de 3° e 8%, a nuvem de pontos da linha central indica um comportamento médio acima daquele observado para as demais linhas. Esse fato torna-se mais acentuado para a condição de 3° 15% onde as nuvens de pontos das linhas central e meio apresentam um comportamento médio acima do obtido para a linha média externa. Análise semelhante para a condição de 8° mostra que, para a redução de 8%, o comportamento médio das nuvens parece coincidir enquanto, para a redução de 15%, observa-se um distanciamento do comportamento médio das linhas central e meio em relação ao comportamento médio da linha externa. Nas medidas da condição de 20° e 8%, o comportamento médio das nuvens de pontos se inverte em relação às condições 3° e 8°, ou seja, a linha central apresenta o menor comportamento médio sendo seguida pelas linhas meio e externa. Na redução de 15%, as nuvens parecem tender para o comportamento descrito pelas condições de 3° e 8°, com o comportamento médio da linha central acima da linha do meio e próximo à linha externa. Os comentários desse parágrafo são reforçados no item seguinte e comparados com resultados retirados da literatura.

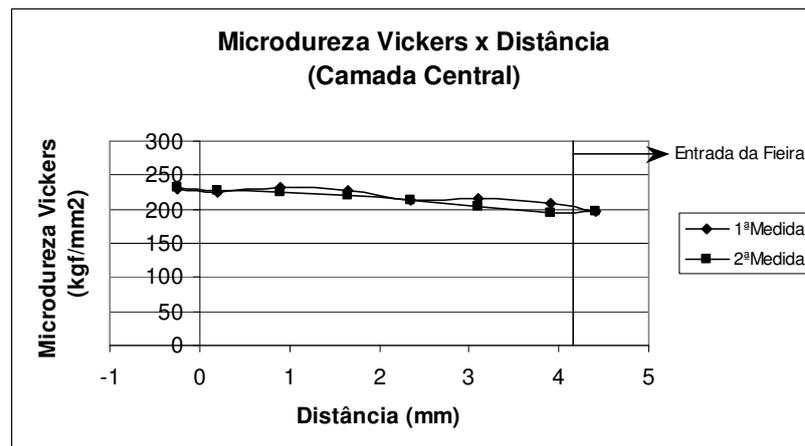
Quanto à dispersão obtido nas medidas de microdureza Vickers na trefilação, observou-se que os valores encontram-se dentro daqueles obtidos em trabalhos sobre microdureza^(37,64).



(a)

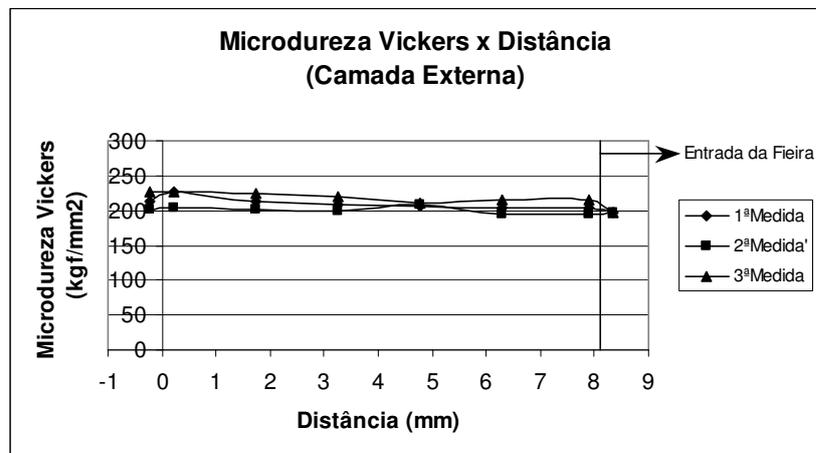


(b)

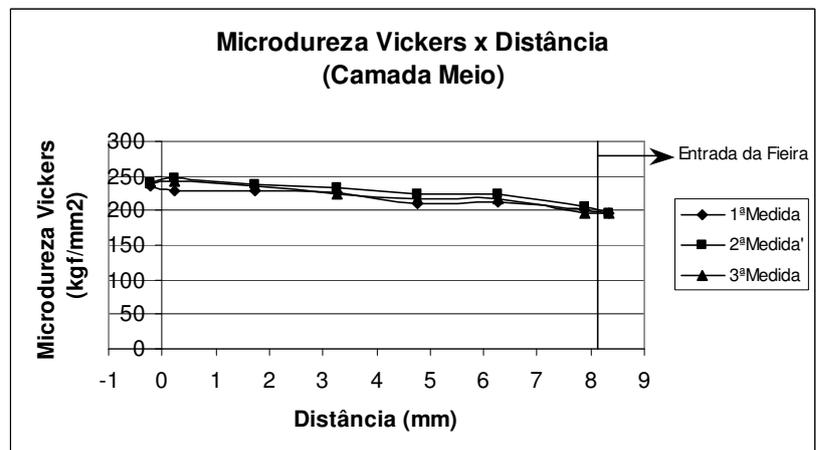


(c)

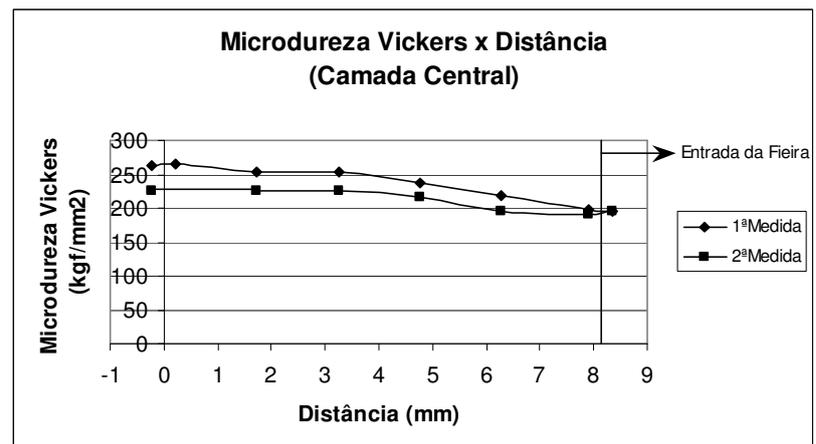
Figura 5.44 – Medidas de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 3° e 8%.



(a)

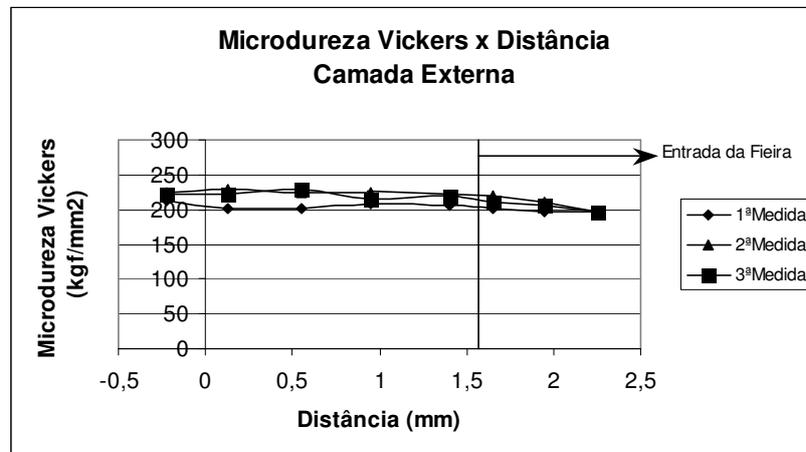


(b)

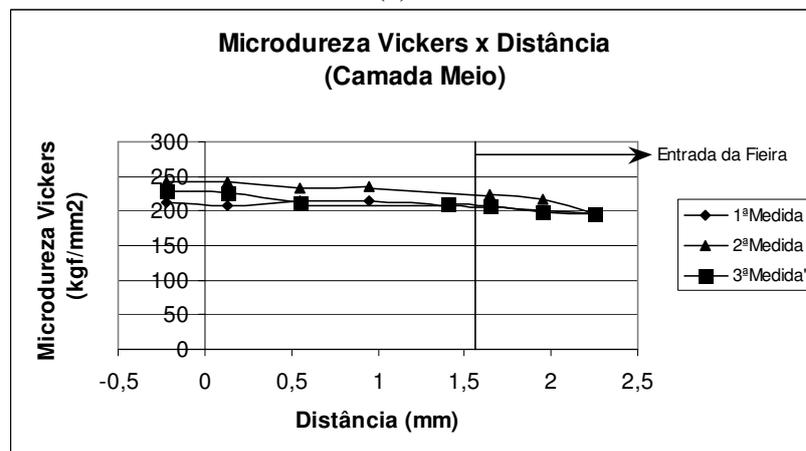


(c)

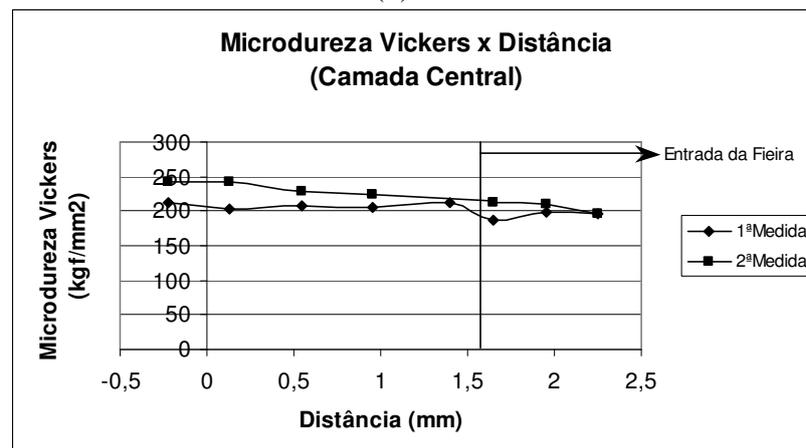
Figura 5.45 – Medidas de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 3° e 15%.



(a)

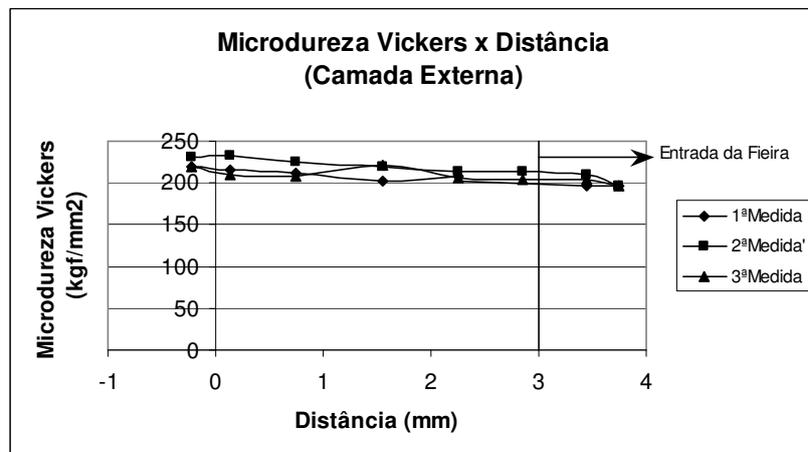


(b)

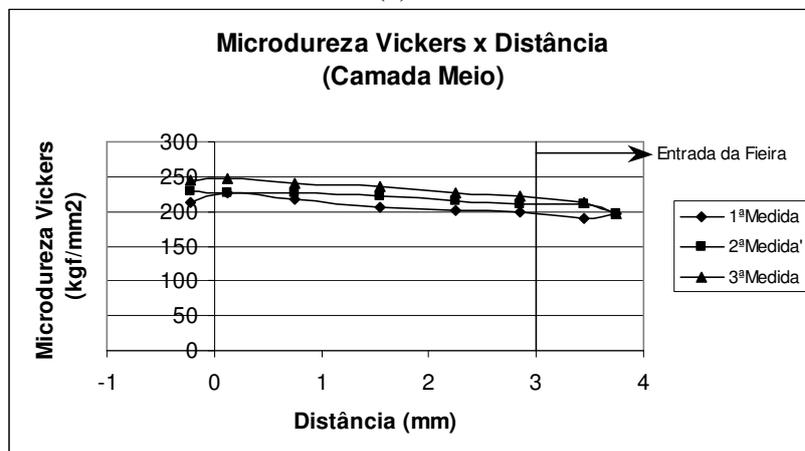


(c)

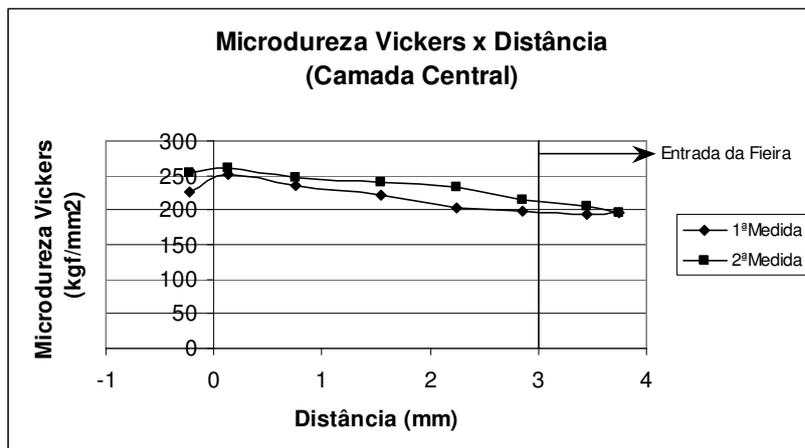
Figura 5.46 – Medidas de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 8° e 8%.



(a)

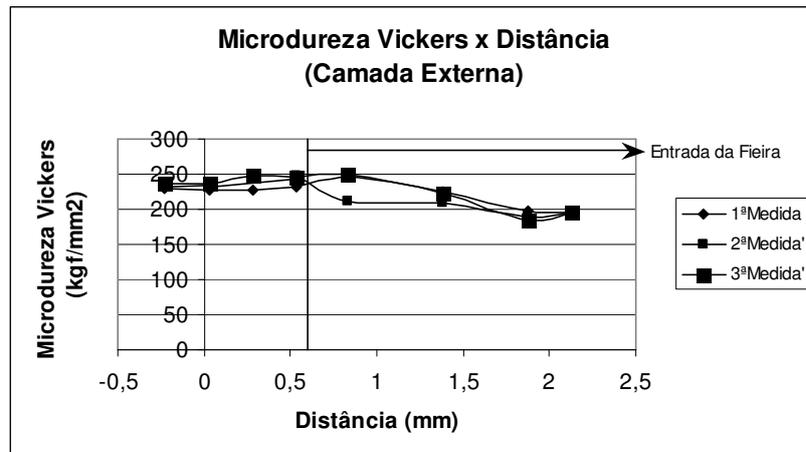


(b)

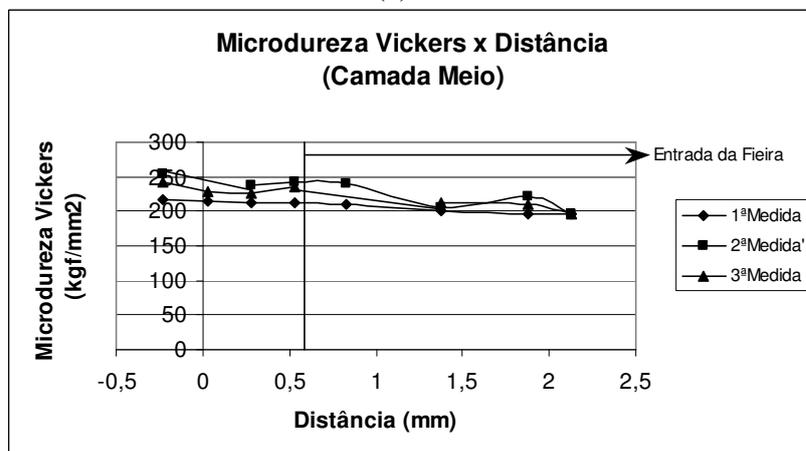


(c)

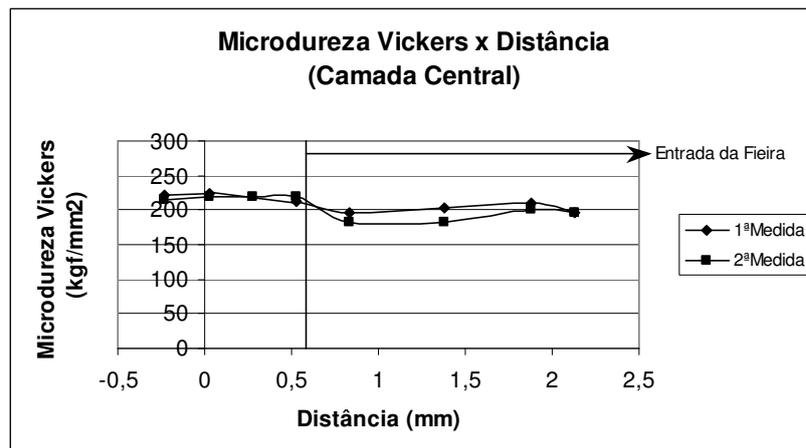
Figura 5.47 – Medidas de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 8° e 15%.



(a)

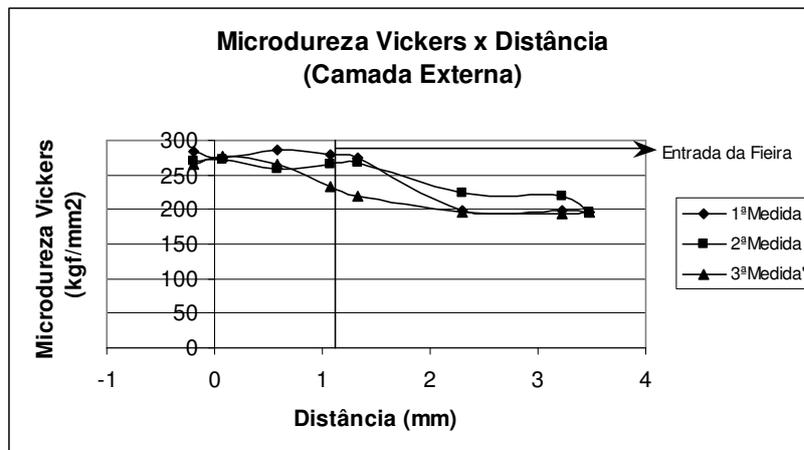


(b)

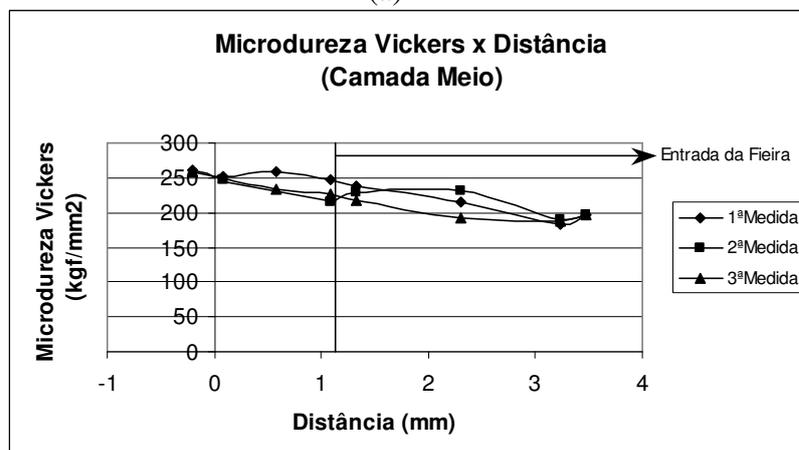


(c)

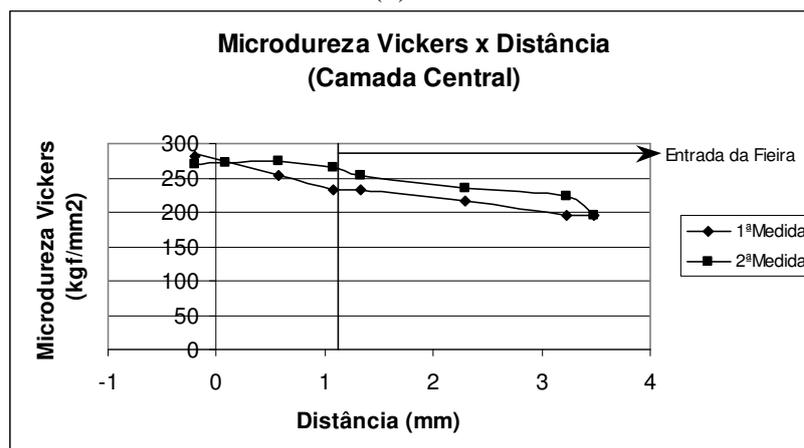
Figura 5.48 – Medidas de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 20° e 8%.



(a)



(b)



(c)

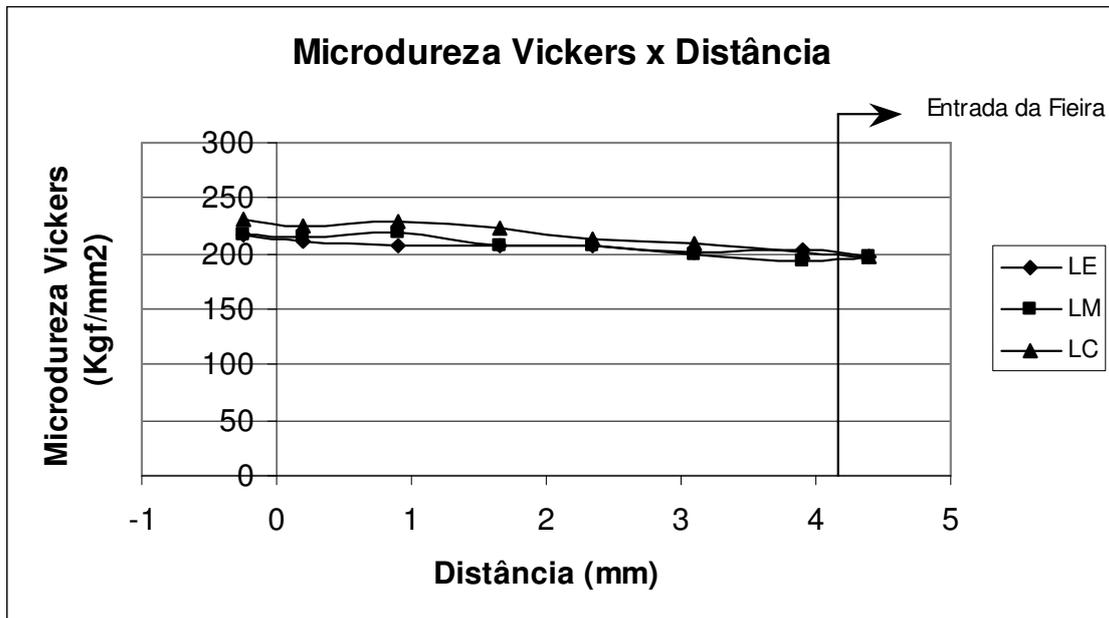
Figura 5.49 – Medidas de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 20° e 15%.

5.9. Curvas de Tensão Efetiva x Deformação Efetiva das Diferentes Camadas

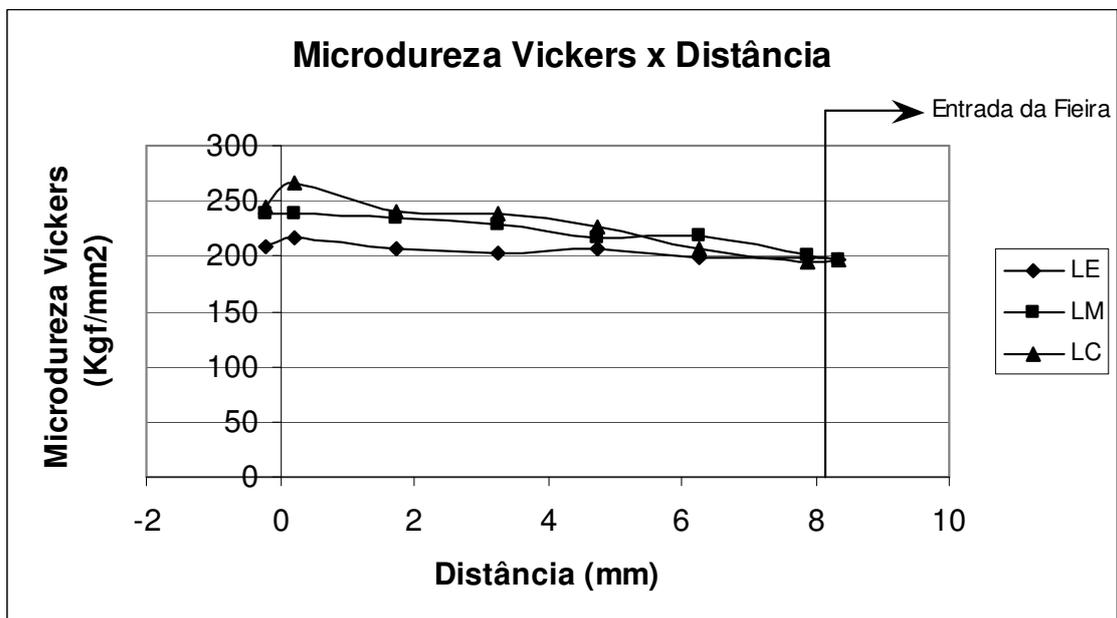
Os valores médios de microdureza Vickers para as linhas médias de cada condição de trefilação são apresentados nos gráficos das figuras 5.50 a 5.52. Nas figuras, os termos LE, LM e LC indicam, respectivamente: linha da camada externa, linha da camada meio, linha da camada central. Os gráficos de cada condição de trefilação foram obtidos a partir das figuras 5.44 a 5.49, calculando-se o valor médio da microdureza para cada nuvem de pontos.

Os resultados de microdureza Vickers média (figuras 5.50 a 5.52) confirmaram as observações feitas no item anterior (terceiro parágrafo) sobre o comportamento relativo das nuvens de pontos da microdureza Vickers. A discussão desse comportamento pode ser feita tendo por base o trabalho de Gifford *et al.*⁽³⁷⁾, onde um corte longitudinal foi realizado em três arames trefilados de aço inoxidável 302 e a dureza Knoop medida ao longo da seção transversal. Os arames foram trefilados utilizando os semi-ângulos de 8,01°, 10,53° e 17,41°. Os resultados evidenciaram que os valores de dureza da superfície e do centro da barra apresentam uma diferença de aproximadamente 70,0 KHN para a condição de maior semi-ângulo, estando os maiores valores na superfície. Essa diferença é reduzida à medida que o semi-ângulo diminui, chegando a aproximadamente 35,0 KHN, para a condição com o semi-ângulo de 8,01°. Uma hipótese proveniente dos resultados acima seria a alteração da posição relativa das diferentes curvas de fluxo do metal dentro da zona de deformação da fieira, à medida que o semi-ângulo diminui. Isso justificaria um aumento dos valores de dureza no centro da barra trefilada em relação aos valores da superfície. Entretanto, existe uma ausência de estudos na literatura que comprovem essa hipótese, devendo a mesma ser objeto de novas pesquisas.

Nos resultados obtidos para o aço inoxidável 420, a hipótese acima é confirmada para as duas reduções de área analisadas, sendo a alteração da posição relativa das curvas mais acentuadas para a redução de área de 15%.

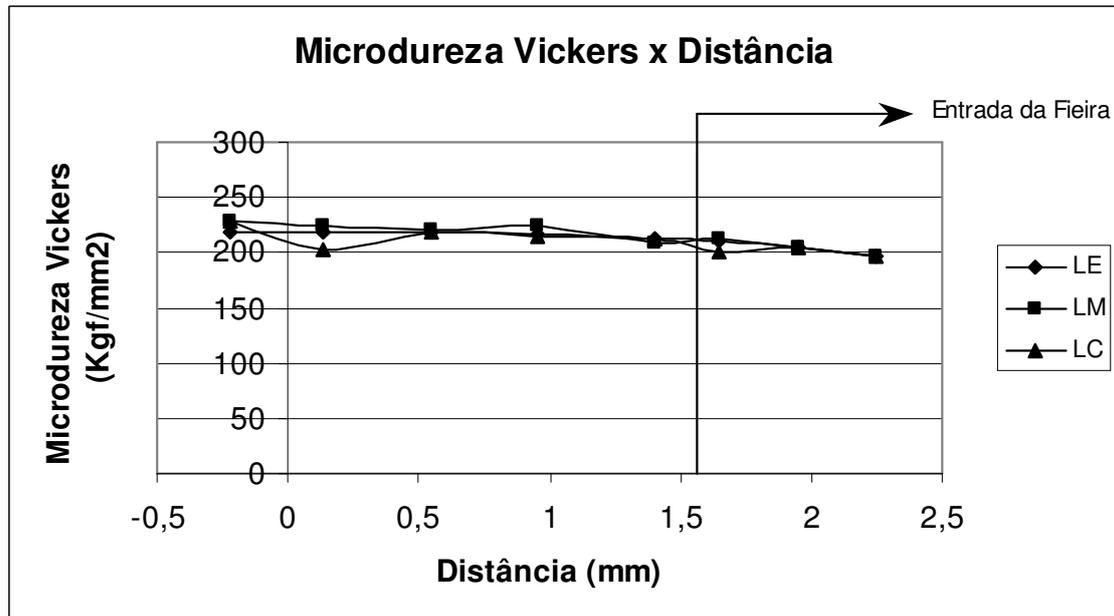


(a)

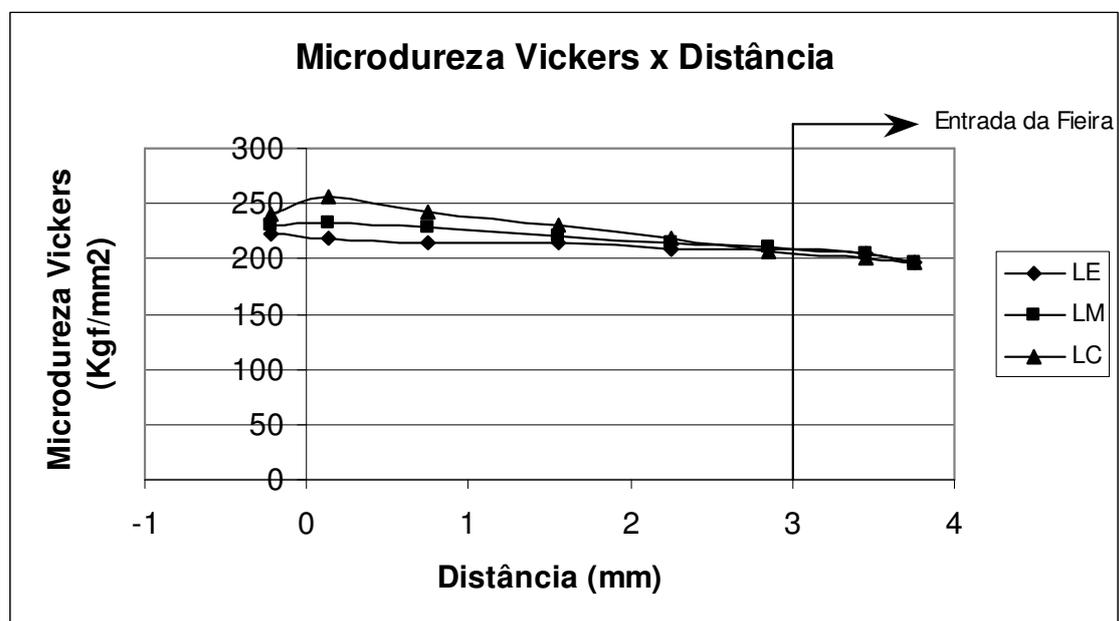


(b)

Figura 5.50 – Valores médios de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 3°: a) redução de 8%, b) redução de 15%.

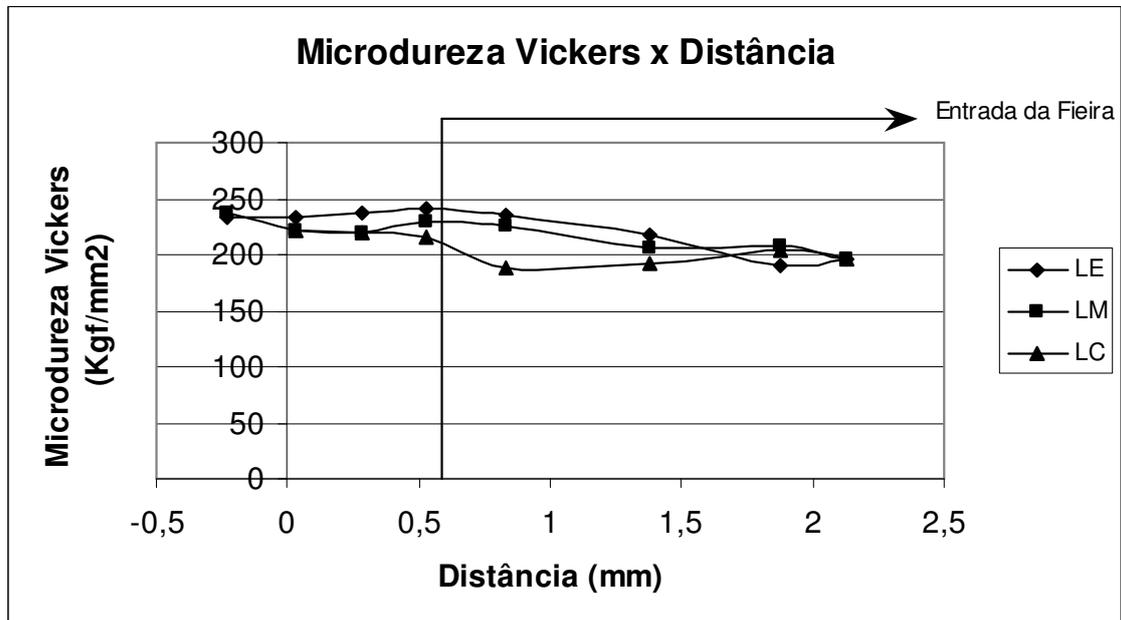


(a)

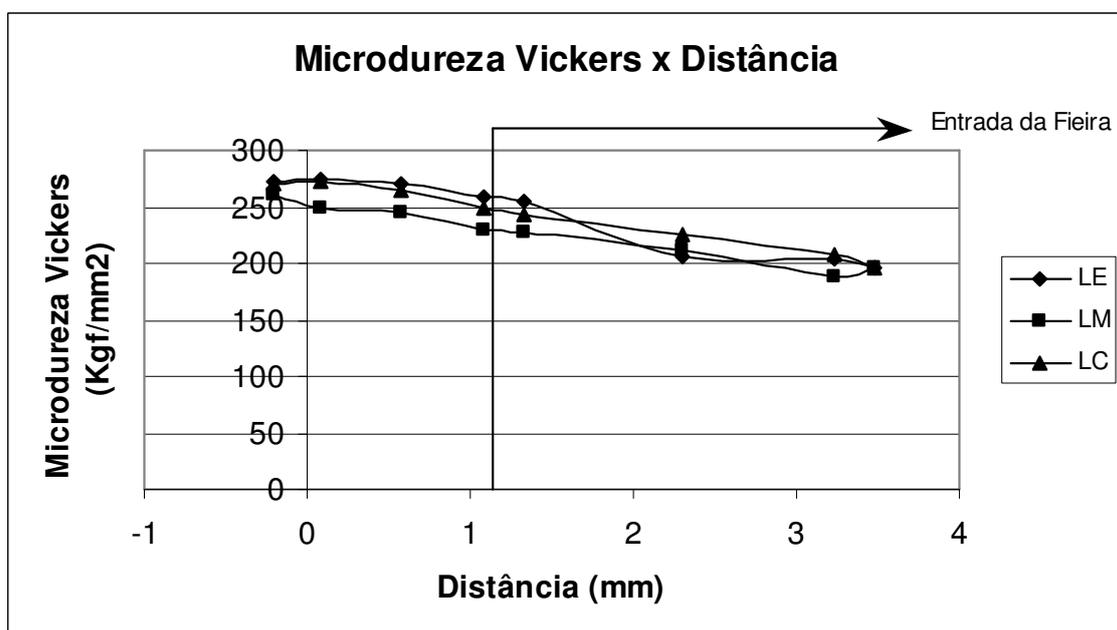


(b)

Figura 5.51 – Valores médios de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 8°: a) redução de 8%, b) redução de 15%.



(a)



(b)

Figura 5.52 – Valores médios de microdureza Vickers nas linhas médias das amostras trefiladas na condição de 20°: a) redução de 8%, b) redução de 15%.

As deformações efetivas em cada ponto de medida das linhas médias são mostradas nas figuras 5.53 a 5.55. Nos gráficos dessas figuras, o ponto 1 corresponde ao primeiro ponto nos gráficos das figuras 5.44 a 5.46, da esquerda para a direita. As tabelas utilizadas na elaboração dos gráficos são apresentadas no anexo H.

O aspecto qualitativo das deformações efetivas nas figuras 5.53 a 5.55 encontra-se em concordância com os dados de deformação efetiva para trefilação observados da literatura, conforme ilustrado no artigo de Robinson *et al.*⁽⁶⁴⁾ (item 3.3.1). Nesse artigo, o perfil da deformação efetiva ao longo da linha de centro da barra trefilada, obtido através da visioplasticidade, mostra o mesmo comportamento descrito nas figuras 5.53 e 5.55.

As curvas de tensão efetiva x deformação efetiva elaboradas a partir dos dados acima (microdureza Vickers, deformação efetiva) são apresentadas nas figuras 5.56 a 5.58. Nos gráficos, a região a direita da linha vertical na deformação efetiva de 0,075 representa a parte da curva obtida através do procedimento descrito no trabalho. A região à esquerda, corresponde à parte da curva extrapolada. A impossibilidade de definição da parte extrapolada ocorre devido ao deslocamento de 8% das deformações efetivas calculadas pela microdureza Vickers. O ponto inicial de todas as curvas representa a tensão de escoamento do material recozido. Os dados utilizados para obtenção dos gráficos desse parágrafo são apresentados no anexo I.

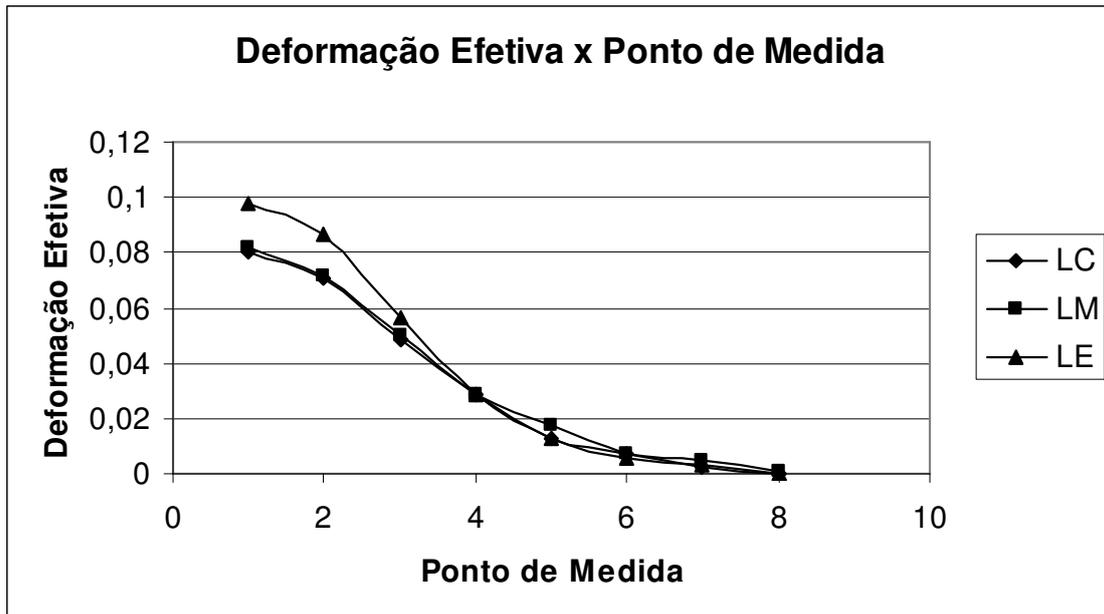
Nas figuras 5.56 a 5.58, o comportamento relativo das curvas de tensão efetiva x deformação efetiva de trefilação já eram previstos, devido aos resultados obtidos nos itens 5.8 e 5.9.

A posição das curvas obtidas a partir da deformação por trefilação em relação à curva do ensaio de tração do material recozido (curva superior nas figuras 5.56 a 5.58) pode ser correlacionada com os resultados apresentados no trabalho experimental de Corrêa⁽²¹⁾. Esse estudo mostra que, para a condição de 3° e 8%, o ensaio de tração da camada externa da barra trefilada exibe um valor de tensão inicial de escoamento próximo ao observado na tração da camada central da barra, estando esses dados abaixo da tensão efetiva da curva do material recozido. Nas condições de 20° e 8%, 20° e 15%, o ensaio de tração das camadas externa e central revela tensões de escoamento iniciais

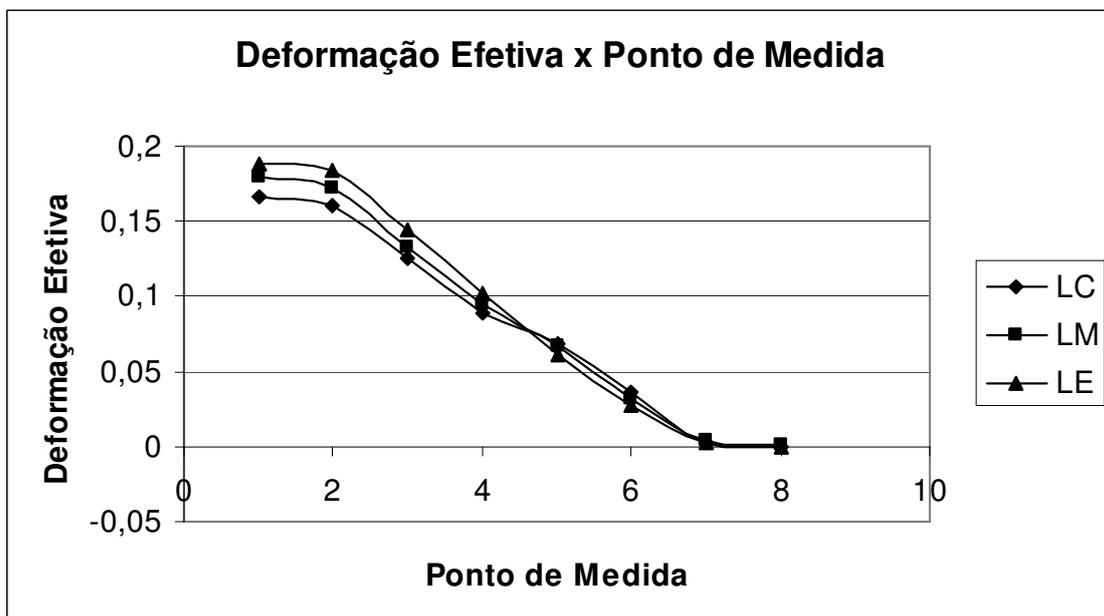
distintas, com a camada externa exibindo o maior valor. Assim como na condição de 3° e 8%, esses dados estão abaixo da tensão de escoamento da curva do material recozido. Em 3° e 15%, as tensões iniciais de escoamento das camadas também são diferentes, porém a camada central mostra um valor superior em relação à camada externa. Os dados também estão abaixo da curva do material recozido. Repetindo a análise do trabalho de Corrêa⁽²¹⁾ para os resultados da presente tese (verificação dos últimos pontos de tensão das camadas – figuras 5.56 a 5.58), é possível observar que todas as afirmações acima são reproduzidas, validando assim a posição das curvas de trefilação obtidas. Para fins de ilustração, a tabela V.3 mostra os dados de tensão inicial de escoamento de Corrêa⁽²¹⁾ junto com os valores de tensão efetiva obtidos no final das curvas das camadas. Essa tabela mostra uma aproximação do comportamento quantitativo dos dois trabalhos (Corrêa⁽²¹⁾, presente tese), em algumas condições de trefilação. Esse fato é notável, considerando as duas abordagens experimentais muito diferentes nos dois trabalhos e a dispersão inerente aos resultados obtidos a partir de ensaios de microdureza.

Tabela V.3 – Comparação dos resultados de tensão.

Condição	Tensão Efetiva (MPa)			
	Camada Central		Camada Externa	
	Corrêa ⁽²¹⁾	Tese	Corrêa ⁽²¹⁾	Tese
03G08P	661,0	655,0	653,0	627,0
03G15P	763,0	706,0	744,0	631,0
20G08P	675,0	618,0	780,0	706,0
20G15P	741,5	747,0	784,68	779,0

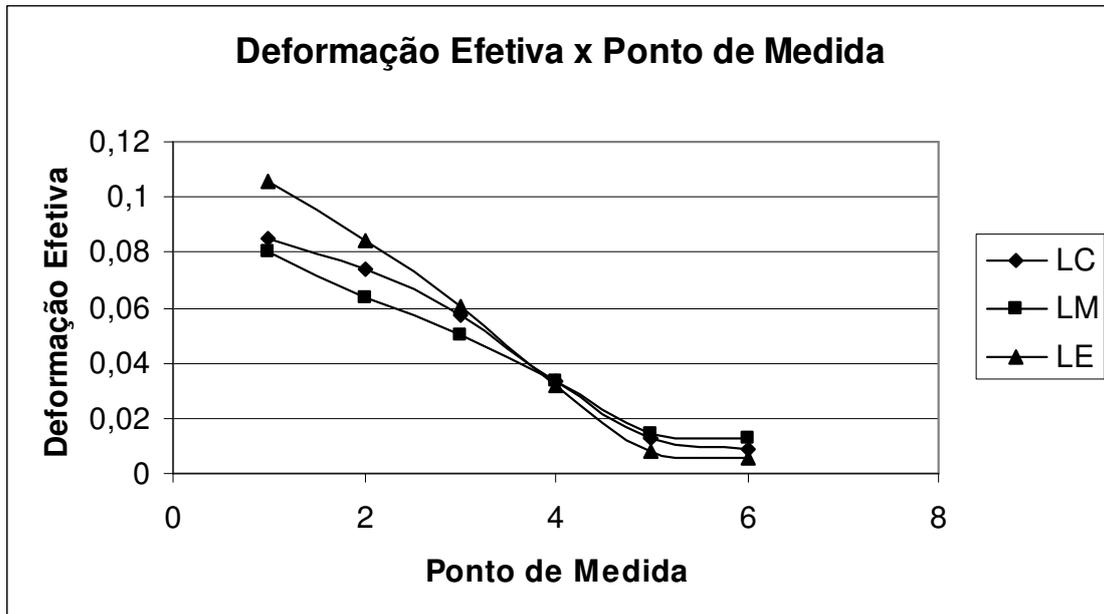


(a)

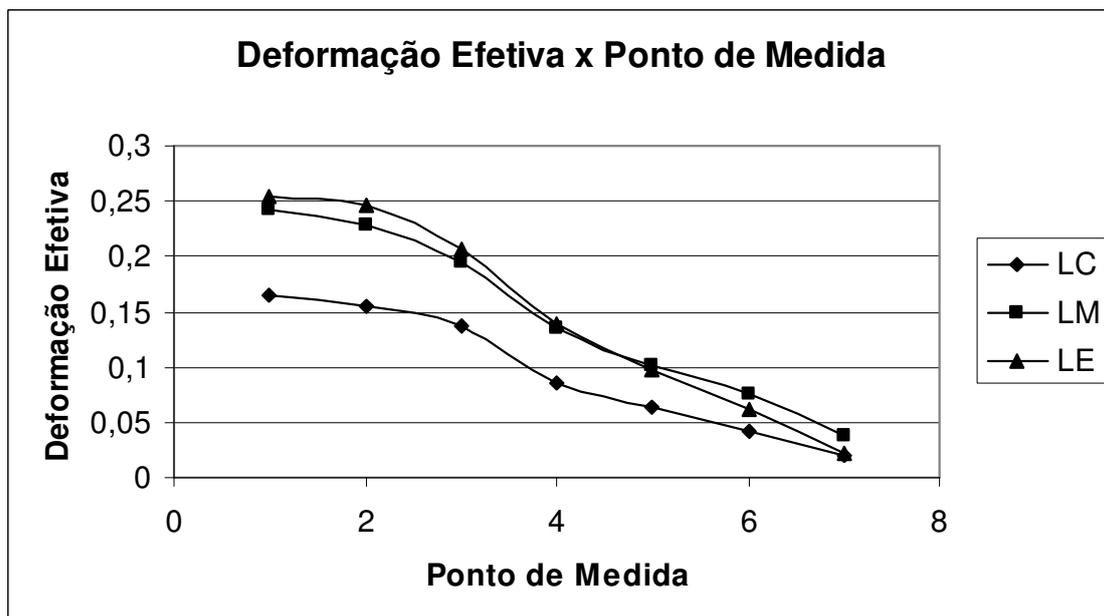


(b)

Figura 5.53 – Dados de deformação efetiva obtidos da visioelasticidade⁽²¹⁾: a) condição de trefilação de 3° e 8%, b) condição de trefilação de 3° e 15%.

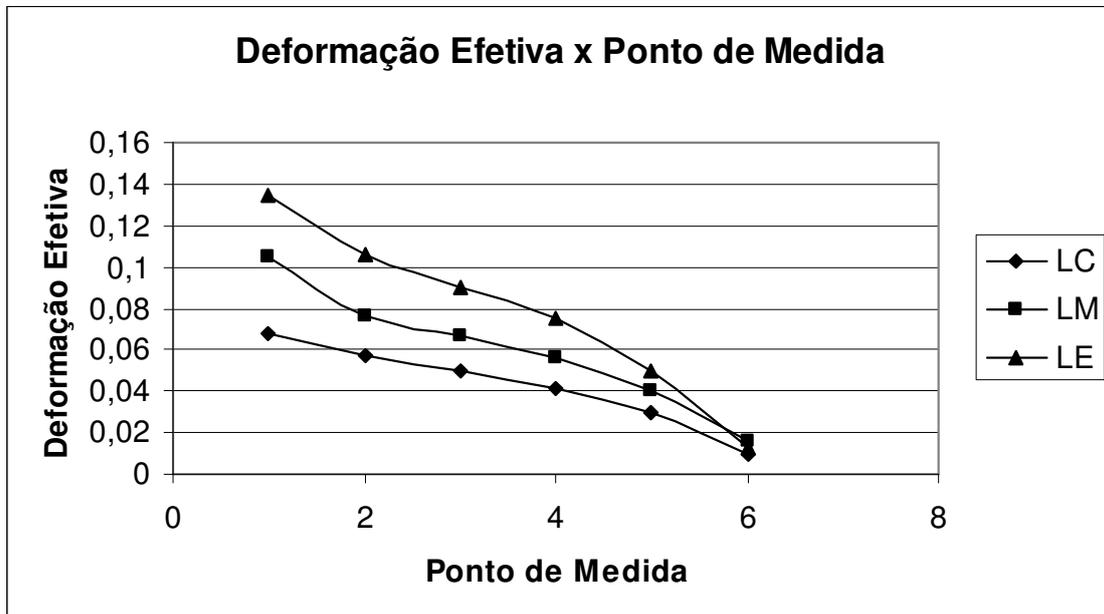


(a)

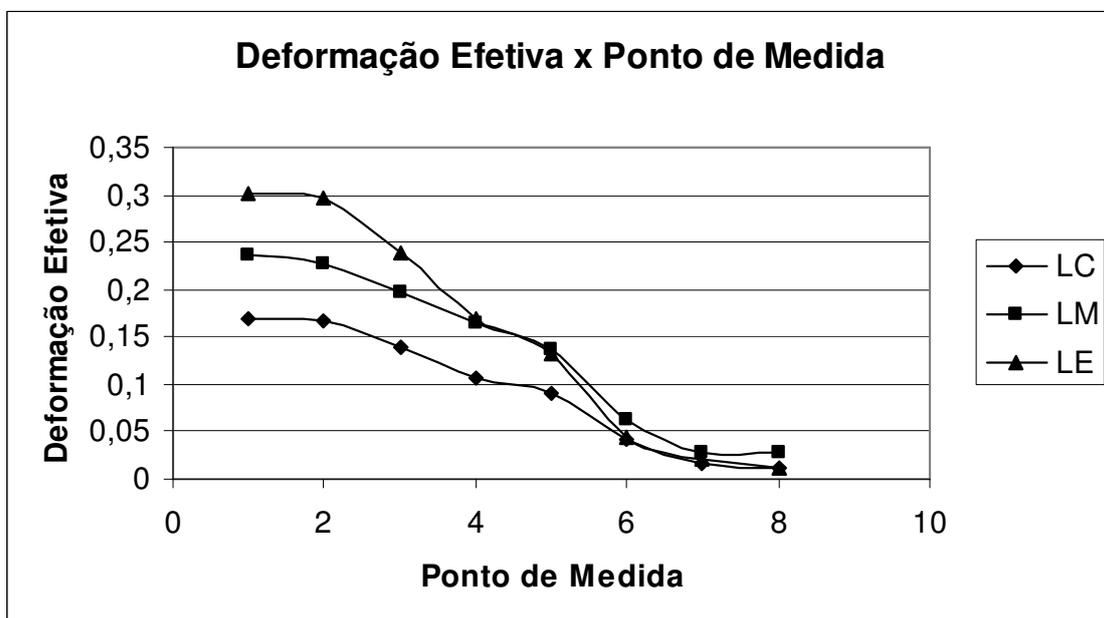


(b)

Figura 5.54 – Dados de deformação efetiva obtidos da visioelasticidade⁽²¹⁾: a) condição de trefilação de 8° e 8%, b) condição de trefilação de 8° e 15%.

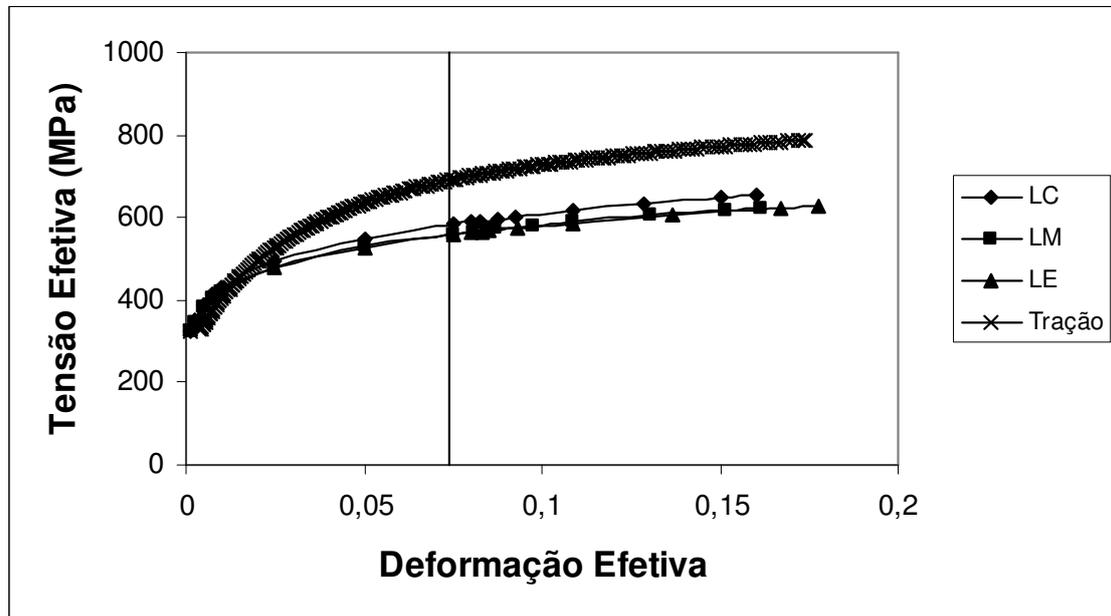


(a)

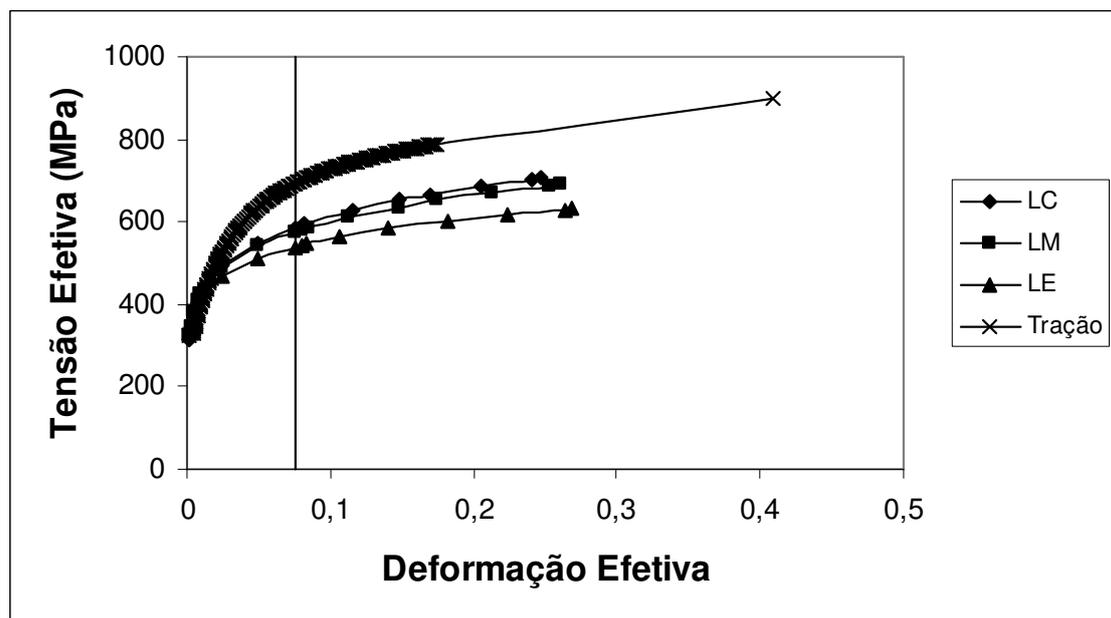


(b)

Figura 5.55 – Dados de deformação efetiva obtidos da visioelasticidade⁽²¹⁾: a) condição de trefilação de 20° e 8%, b) condição de trefilação de 20° e 15%.

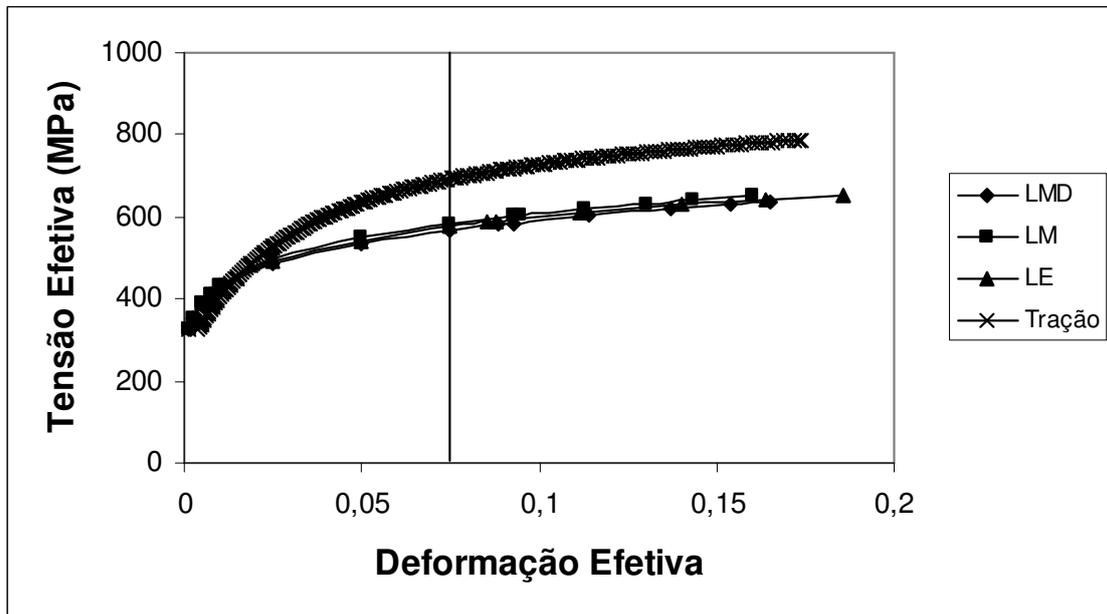


(a)

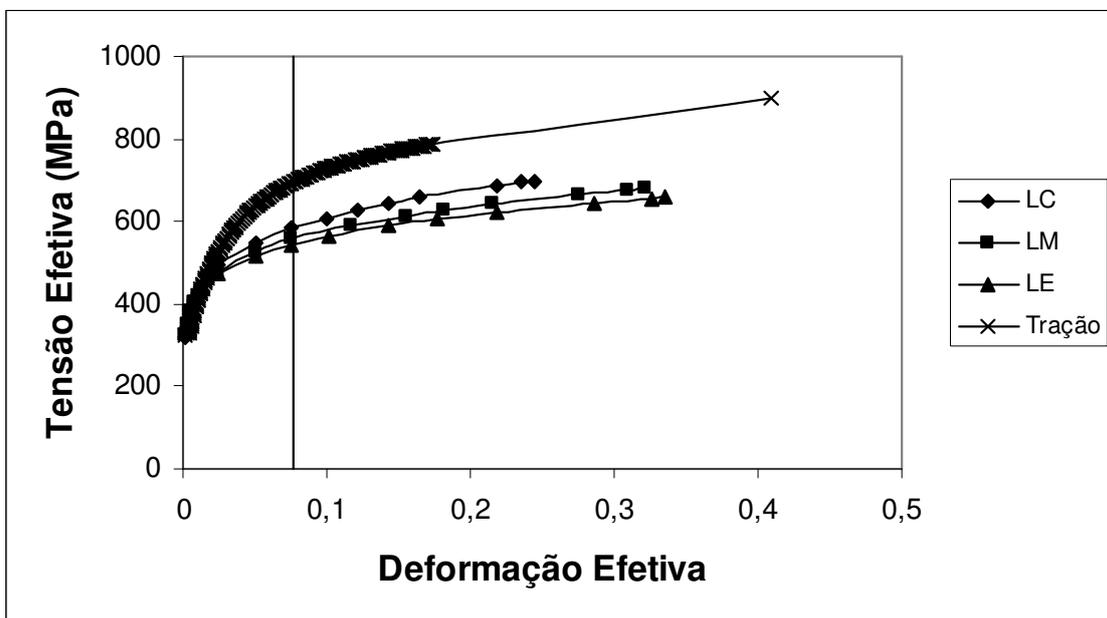


(b)

Figura 5.56 – Curvas tensão efetiva x deformação efetiva: a) condição de trefilação de 3° e 8%, b) condição de trefilação de 3° e 15%.

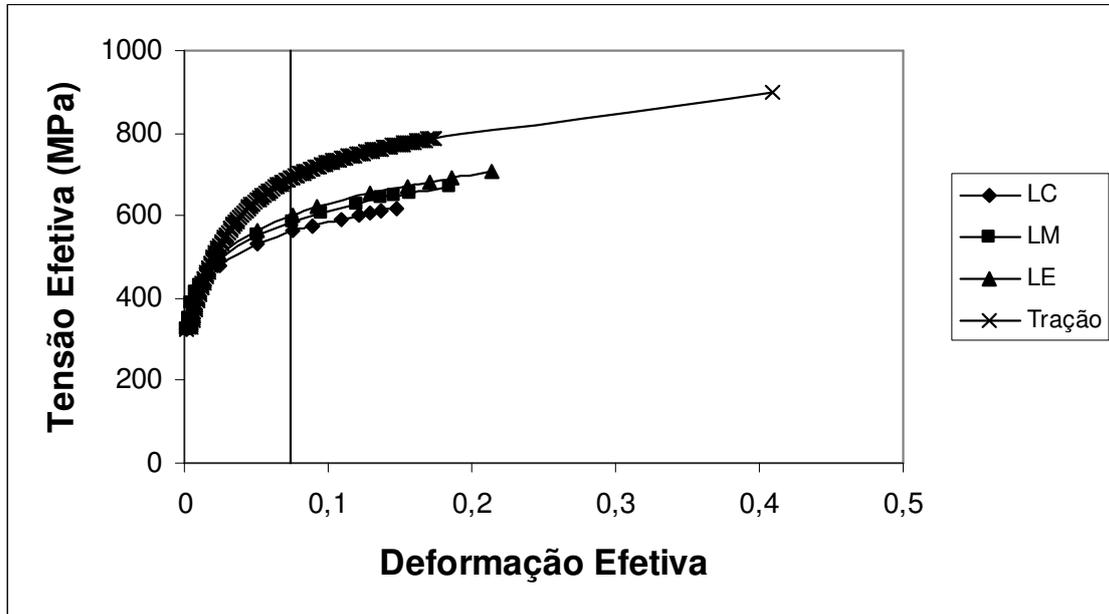


(a)

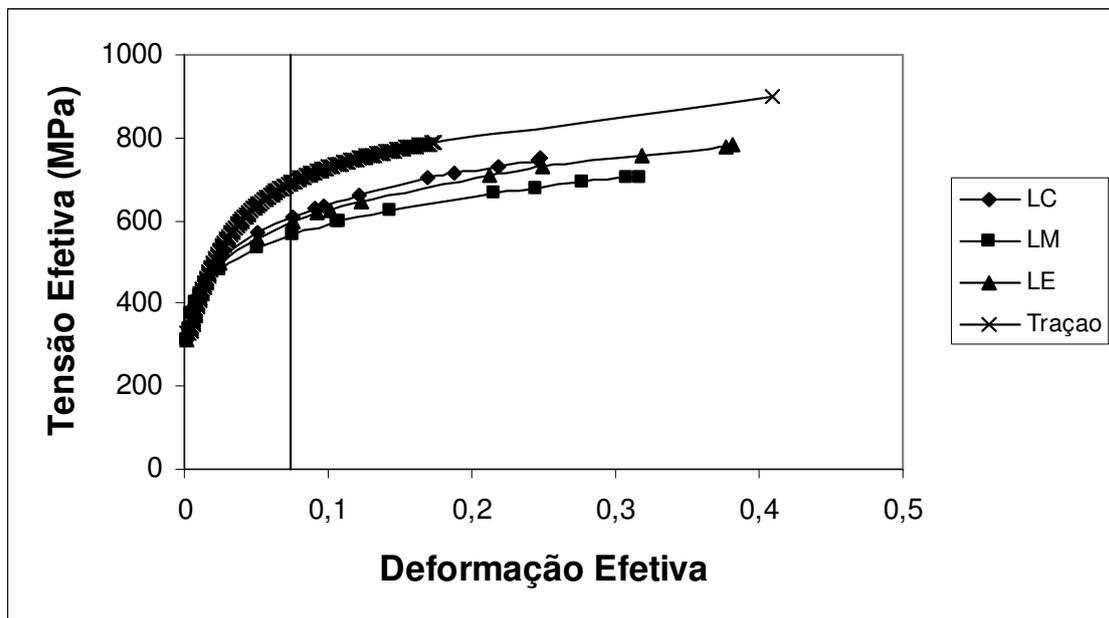


(b)

Figura 5.57 – Curvas tensão efetiva x deformação efetiva: a) condição de trefilação de 8° e 8%, b) condição de trefilação de 8° e 15%.



(a)



(b)

Figura 5.58 – Curvas tensão efetiva x deformação efetiva: a) condição de trefilação de 20° e 8%, b) condição de trefilação de 20° e 15%.

5.10. Análise dos Resultados das Simulações Considerando o Efeito do Caminho de Deformação

As figuras 5.59 a 5.63 ilustram os resultados de deformação efetiva, de tensão efetiva e de tensões residuais das simulações considerando o efeito do caminho de deformação (tabelas no anexo J). Nesses resultados, o ponto 1 indica o centro da barra e a letra E na legenda representa os dados da simulação com o efeito do caminho de deformação. Os dados de carga de trefilação das simulações considerando o efeito são apresentados na figura 5.64. As figuras 5.59 a 5.64 mostram ainda os mesmos resultados sem considerar o efeito do caminho de deformação, e já discutidos no item 5.3. Na figura 5.64, os dados experimentais de carga de trefilação (item 5.7) também são apresentados.

A análise das figuras 5.59 a 5.63 mostra que o comportamento de todos os resultados das simulações considerando o efeito do caminho de deformação é semelhante àquele obtido sem considerar o efeito. Portanto, os comentários feitos para os resultados do item 5.3 são extensíveis aos resultados das simulações considerando o efeito do caminho de deformação.

A comparação quantitativa das variáveis de saída das simulações considerando o efeito e sem o efeito do caminho de deformação possibilita as observações abaixo.

A deformação efetiva (figura 5.59), em todos os semi-ângulos analisados, apresenta valores próximos para os dois tipos de simulação. Esse fato indica que a curva tensão efetiva x deformação efetiva descrevendo o encruamento do material não apresenta um papel significativo para a determinação da deformação efetiva, na formulação utilizada pelo programa de elementos finitos adotado. Por se tratar de um programa comercial (pacote fechado), a verificação dessa questão torna-se impossível.

Os dados de tensão efetiva (figura 5.60) mostram que essa variável é menor na simulação considerando o efeito do caminho de deformação, para as duas reduções analisadas na simulação de 3°. Nas condições de 8° e 20°, para a redução de 15°, o comportamento da tensão efetiva é idêntico àquele da condição de 3° e, para a redução de 8%, os pontos internos apresentam uma tensão maior para a simulação considerando o efeito do caminho de deformação. Em função da posição inferior das curvas de tensão

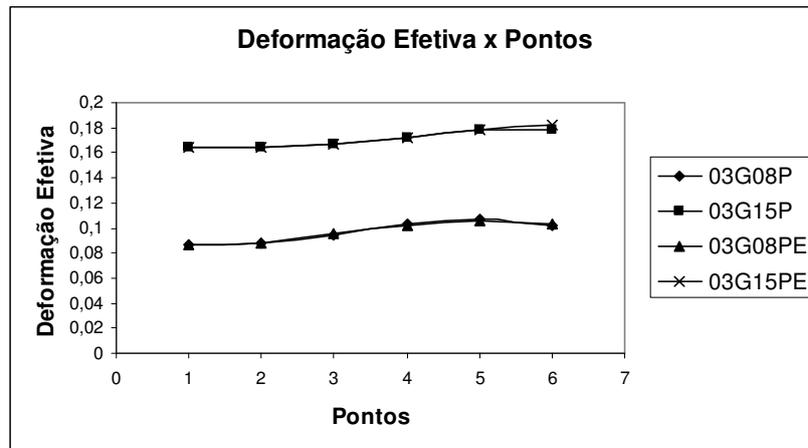
efetiva x deformação efetiva das camadas em relação à curva do ensaio de tração (figuras 5.56 a 5.58), o comportamento esperado para a tensão efetiva seria aquele da condição de 3°. Entretanto os resultados de tensão efetiva mostram que a interação entre as curvas das camadas pode induzir maiores tensões no centro da barra para as condições de 8° e 8% e 20° e 8%. Em todas as condições com redução de 15%, a curva da camada central encontra-se acima daquela obtida para as demais camadas (figuras 5.56 a 5.58). Na redução de 8%, a posição da curva da camada central permanece acima das demais apenas no semi-ângulo de 3°. Talvez essa modificação do comportamento relativo das curvas para as condições de 8° e 8% e 20° e 8% possa ser a causa dos valores da tensão efetiva nos pontos centrais dessas condições.

Na figura 5.61, para as condições de 3° e 8°, as tensões residuais radiais seguiram o comportamento esperado em função das curvas de fluxo adotadas para as camadas nas simulações considerando o efeito, com seus valores abaixo dos resultados das simulações desconsiderando o efeito. Para a condição de 20°, a diferença dos resultados das duas simulações diminui e as curvas praticamente coincidem. Esses dados também levam a crer que a posição relativa das curvas de fluxo adotadas influencia essa variável. À medida que o semi-ângulo diminui, a posição relativa das curvas tende a inverter-se, com a curva da camada central ficando acima da camada externa.

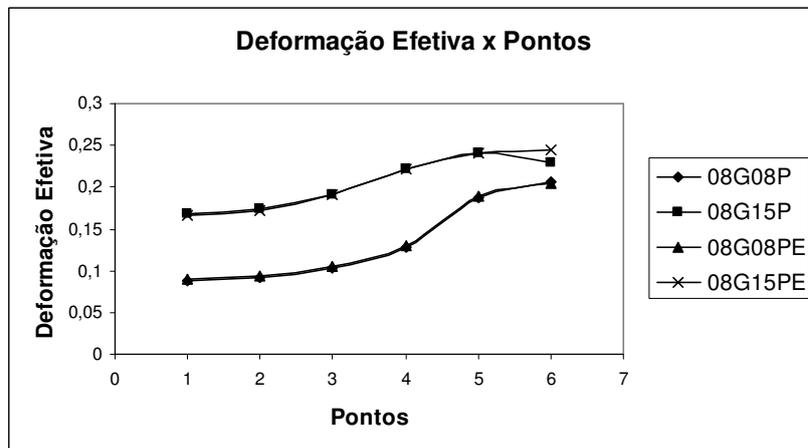
As demais tensões residuais longitudinal e circunferencial exibem um comportamento parecido com o descrito para a tensão residual radial. As figuras 5.62 e 5.63 mostram que, à medida que o semi-ângulo de trefilação diminui, a diferença entre as tensões residuais longitudinal e circunferencial obtidas pelas duas simulações aumenta, conforme observado no parágrafo anterior.

Os dados de carga de trefilação das duas simulações (figura 5.64) mostram que as curvas de fluxo adotadas provocam uma redução da carga de trefilação em relação aos resultados da simulação sem o efeito, para todas as condições de trefilação. Esse fato vai de encontro à expectativa do comportamento dos resultados das simulações em função das curvas de fluxo utilizadas para as camadas (ver discussão dos resultados de tensão efetiva). Exceto para a trefilação de 3° e 15% (03G15P), a carga prevista pela simulação com o efeito aproxima-se mais do valor experimental que a carga obtida pela simulação sem o efeito. O comportamento do valor numérico da carga de trefilação indica que a

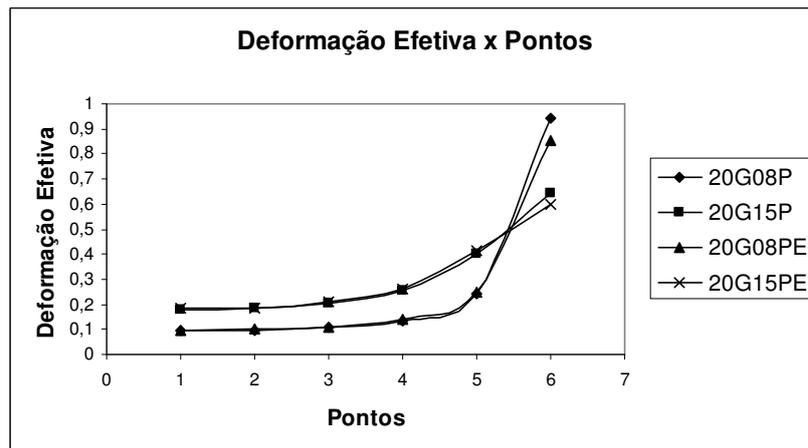
formulação utilizada no programa adotado subestima os valores de carga para condições de trefilação com baixos semi-ângulos e altas reduções (maior área de contato entre fieira e a barra) e superestima o valor de carga para condições de maior semi-ângulo de trefilação e menores reduções (menor área de contato entre fieira e a barra).



(a)

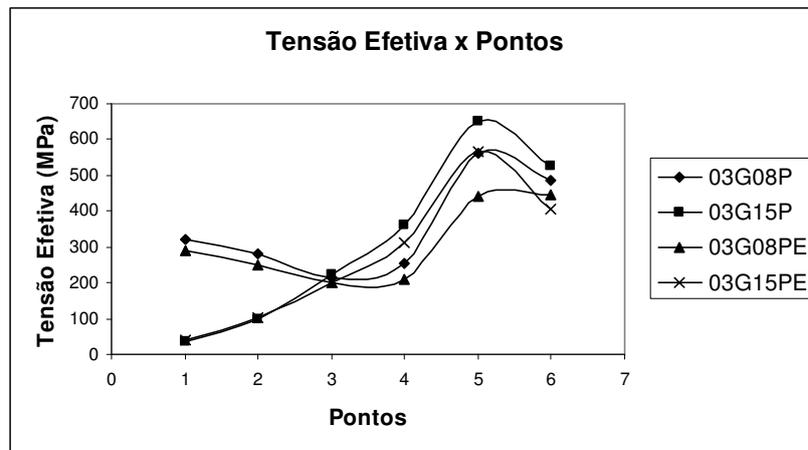


(b)

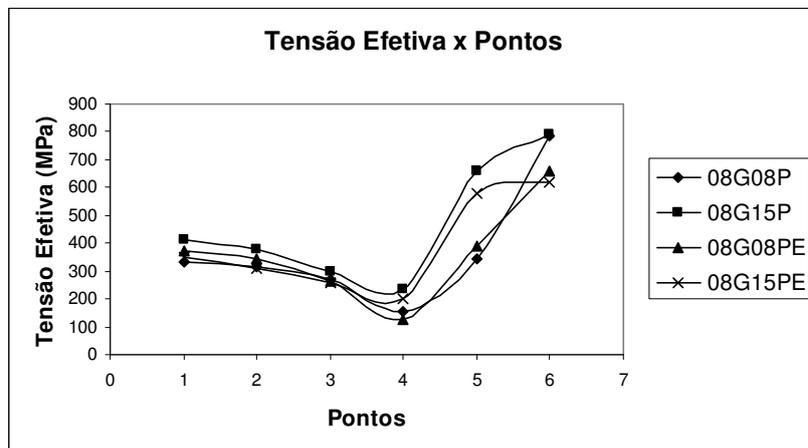


(c)

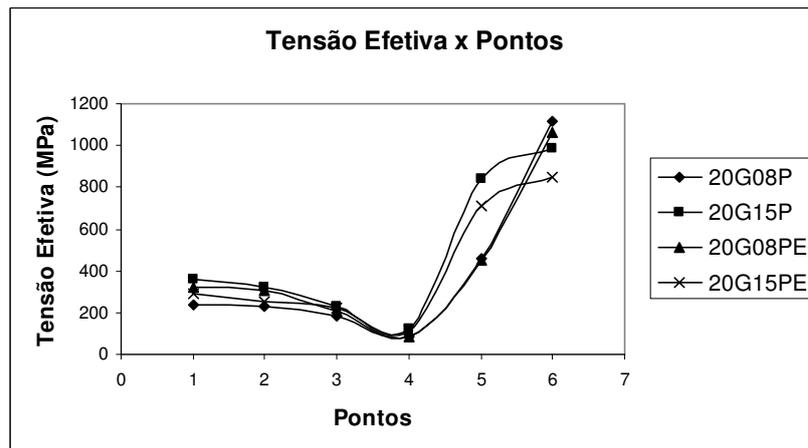
Figura 5.59 – Resultados de deformação efetiva: a) trefilação de 3°, b) trefilação de 8°, c) trefilação de 20°.



(a)

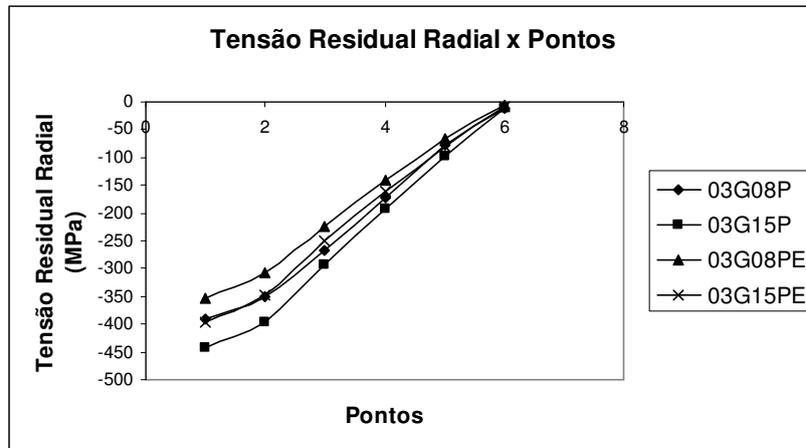


(b)

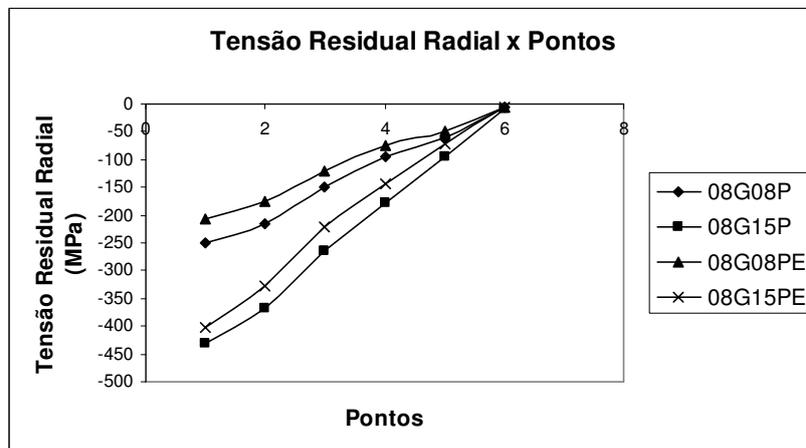


(c)

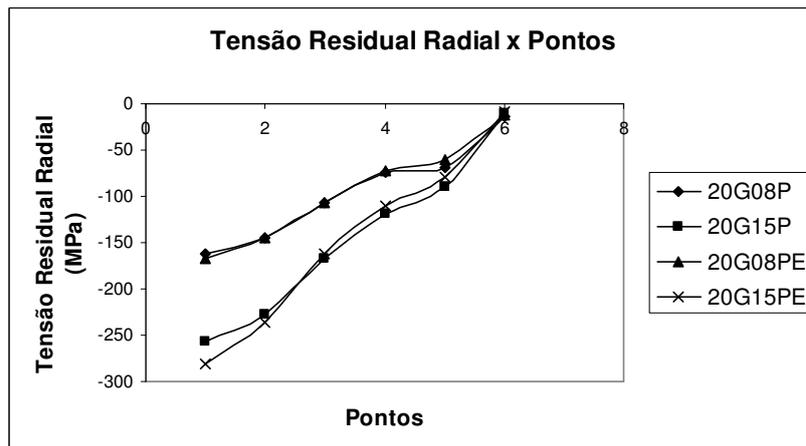
Figura 5.60 – Resultados de tensão efetiva: a) trefilação de 3°, b) trefilação de 8°, c) trefilação de 20°.



(a)

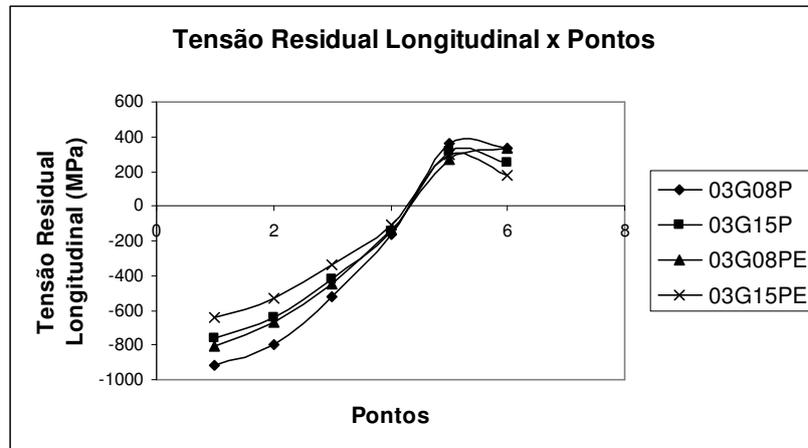


(b)

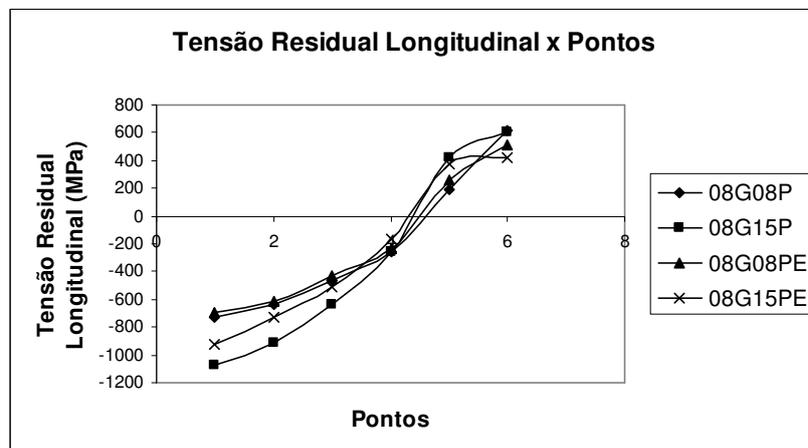


(c)

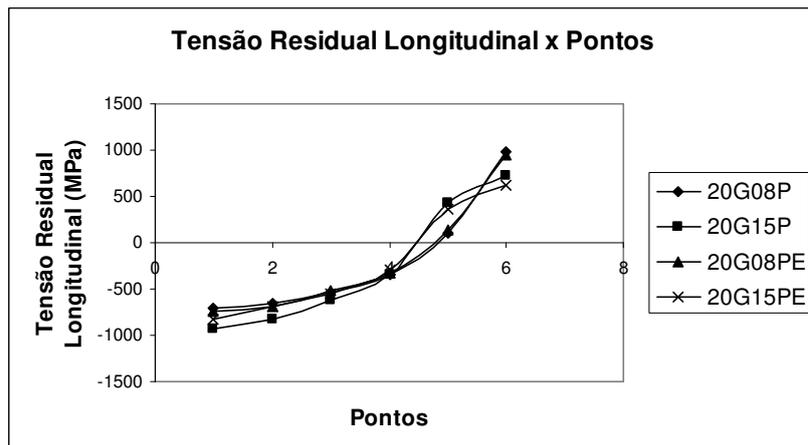
Figura 5.61 – Resultados de tensão residual radial: a) trefilação de 3°, b) trefilação de 8°, c) trefilação de 20°.



(a)

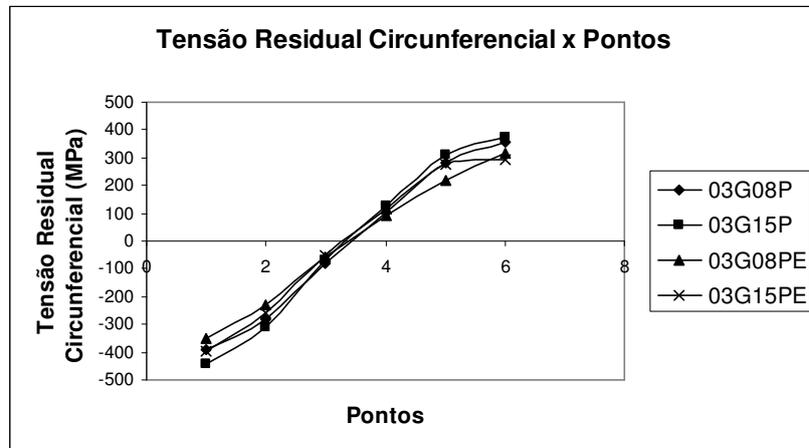


(b)

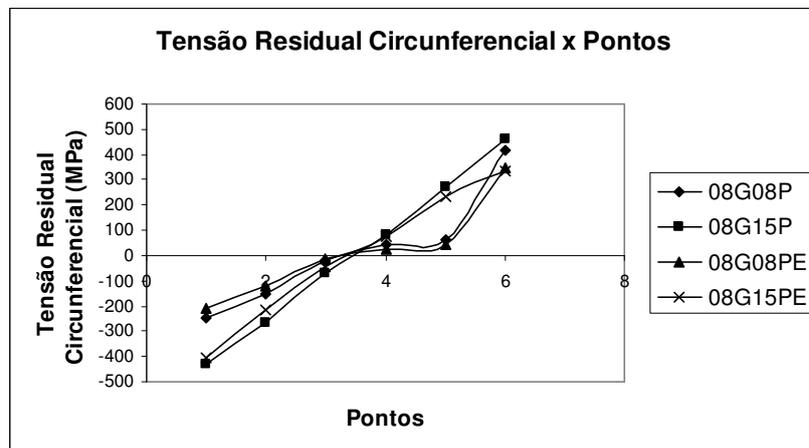


(c)

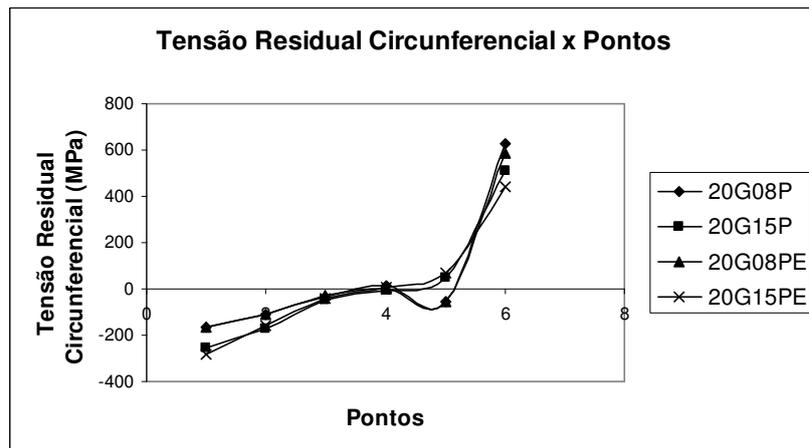
Figura 5.62 – Resultados de tensão residual longitudinal: a) trelição de 3°, b) trelição de 8°, c) trelição de 20°.



(a)



(b)



(c)

Figura 5.63 – Resultados de tensão residual circunferencial: a) trefilação de 3°, b) trefilação de 8°, c) trefilação de 20°.

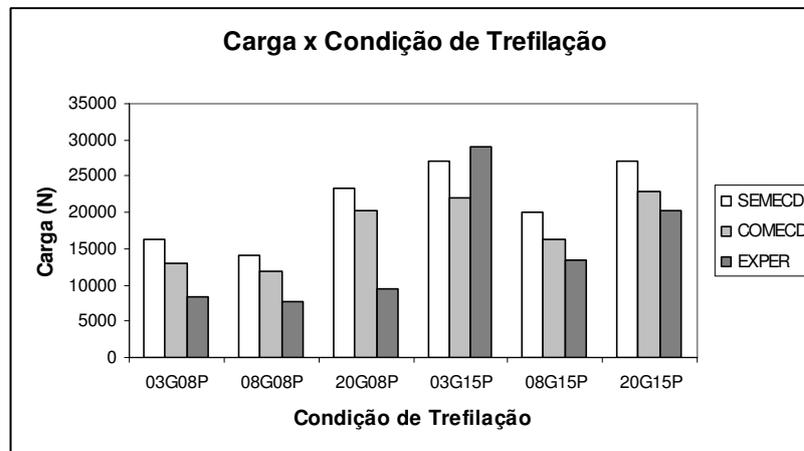


Figura 5.64 – Resultados de carga de trefilação (SEMECD: sem o efeito do caminho de deformação; COMECD: com o efeito do caminho de deformação; EXPER: experimental).

6. CONCLUSÕES

- Embora o comportamento qualitativo dos resultados das simulações com e sem o efeito do caminho de deformação tenham sido semelhantes, o aspecto quantitativo desses dados confirma a necessidade de utilização de curvas de fluxo diferentes daquela obtida no ensaio de tração, para simulação da trefilação do aço inoxidável 420 recozido.
- O procedimento adotado para obtenção das curvas tensão efetiva x deformação efetiva das diferentes camadas das barras simuladas retrata corretamente o comportamento qualitativo das tensões iniciais de escoamento das barras trefiladas nas condições analisadas.
- Os resultados da simulação considerando o efeito do caminho de deformação, utilizando a metodologia descrita no trabalho, não se aproximam dos resultados experimentais de carga de trefilação das condições simuladas. Tanto o modelo isotrópico descrevendo o encruamento do material quanto o modelo de Coloumb descrevendo a relação de atrito podem ter sido fontes de erros para a simulação em questão.

7. CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS AO CONHECIMENTO

- O procedimento descrito na metodologia é pioneiro no que se refere à determinação da influência do caminho de deformação sobre as curvas de fluxo de materiais sendo processados por conformação mecânica.
- Os resultados obtidos para as diferentes curvas de tensão efetiva x deformação efetiva das camadas, em cada condição de trefilação, mostram pela primeira vez que, para o aço inoxidável 420, a curva de fluxo da camada da central tende a se colocar acima da curva da camada externa, à medida que o semi-ângulo de trefilação é reduzido.
- Com relação ao questionamento existente na literatura sobre a relação entre microdureza Vickers x deformação efetiva (item 3.3.1), os dados de microdureza Vickers x deformação efetiva das condições de trefilação analisadas evidenciam que as observações de Robinson *et al.*⁽⁶⁴⁾ e por Zehetbauer *et al.*⁽⁶⁵⁾ são válidas para o aço inoxidável 420.
- As análises do comportamento qualitativo das tensões efetivas revelam que, para condições de baixo semi-ângulo e alta redução, essa variável deixa de exibir um ponto de mínimo, quando se caminha do centro para a superfície da barra, estando esse fenômeno relacionado à tensão principal σ_3 .
- Os dados de tensões residuais longitudinais para as condições de trefilação simuladas esclarecem a dúvida sobre o comportamento dessa variável em relação à redução de área e o semi-ângulo para o material em questão, indicando que os comportamentos previstos por esse Alawode *et al.*⁽⁴¹⁾ e Nakagiri *et al.*⁽⁴³⁾ são aplicáveis ao aço inoxidável 420.

8. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Com o objetivo de verificar a resposta quantitativa do modelo proposto para obtenção das diferentes curvas de tensão efetiva x deformação efetiva, seria interessante refazer o trabalho descrito adotando um planejamento estatístico mais completo, tanto para a definição do número de amostras quanto para o tratamento dos dados de microdureza Vickers das amostras trefiladas.
- Novas simulações do aço inoxidável 420 recozido, com baixo semi-ângulo e redução de área crescente e alto semi-ângulo e redução crescente, poderiam ser realizadas, a fim de confirmar os limites do comportamento das tensões residuais longitudinais em relação ao aumento da redução de área observados na presente tese.
- A questão do ponto de mínimo observado nos resultados de tensão efetiva poderia ser confirmada a partir de novas simulações com baixo semi-ângulo e elevada redução de área, a fim de confirmar os limites para a ausência desse fenômeno.
- As observações sobre o comportamento relativo dos dados de tensão efetiva nos pontos centrais da barra seriam esclarecidas a partir de novas simulações utilizando curvas de tensão efetiva x deformação efetiva definidas pelo usuário, que acentuassem o posicionamento relativo das camadas central e superficial estabelecido como a possível causa para essas observações.
- Desenvolvimento de um código numérico com um ou mais modelos de encruamento e atrito destinados à simulação do processo de trefilação.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- 1 - ZIENKIEWICZ, O. C., VALLIAPPAN, S., KING, I. P. *Elasto-Plastic Solutions of Engineering Problems. "Initial Stress", Finite Element Approach*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, v. 1, p. 75-100, 1969.
- 2 - LEE, C. H., KOBAYASHI, S. *Analyses of Axisymmetric Upsetting and Plane-Strain Side-Pressing of Solid Cylinders by The Finite Element Method*. Journal of Engineering for Industry, p. 445-454, May 1971.
- 3 - BEHRENS, A., JUST, H., LANDGREVE, D. *Prediction of Cracks in Multistage Cold Forging Operations by Finite-Element-Simulations with Integrated Damage Criteria*. Metal Forming 2000. p. 245-252.
- 4 - GÄNSER, HANS-PETER. *Free-Surface Ductility in Bulk Forming Processes*. International Journal of Plasticity, v. 17, p. 755-772, 2001.
- 5 - KIM, H. S. *Finite Element Analysis of Deformation Behaviour of Metals During Equal Channel Multi-Angular Pressing*. Materials Science Engineering A, v.328, p. 317-323, 2002.
- 6 - SANTOS, C. A., PERTENCE, A. E. M., AGUILAR, M. T. P., CETLIN, P. R. *Avaliação Computacional do Desempenho do Conjunto de Matrizes Utilizados no Forjamento de Componente*. XXIV SENAFOR 2004. p.75-84.
- 7 - HARTLEY, P., PILLINGER, I., SLJAPIC, V. *Observations on Fracture in Axisymmetric and Three-Dimensional Cold Upsetting of Brass*. Journal of Materials Processing Technology, v.125-126, p. 267-274, February 2002.
- 8 - PONTHOT, J. P., PAPELEUX, LUC. *Finite Element Simulation of Sprinback in Sheet Metal Forming*. Journal of Materials Processing Technology, v.125-126, p. 785-791, February 2002.
- 9 - MARTINS, P. A. F., RODRIGUES, J. M. C., ALVES, M. L. *Cold Forging of Gears: Experimental and Theoretical Investigation*. Finite Elements in Analysis and Design, v. 37, p. 549-558, 2001.
- 10 - FERESHTEH-SANIEE, F., JAAFARI, M. *Analytical, Numerical and Experimental Analyses of the Closed-Die Forging*. Journal of Materials Processing Technology, v. 125, p. 334-340, March 2002.

- 11 - SANTOS, C. A. *Estudo de Efeito do Caminho de Deformação no Encruamento de Metais através do Método de Elementos Finitos*. Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 2001. 118p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Minas)
- 12 - LIN, S. Y. *Upsetting of a Cylindrical Specimen Between Elastic Tools*. Journal of Materials Processing Technology, v. 86, p. 73-80, 1999.
- 13 - BRAMLEY, A. N., CLIFT, S. E., SNAPE, R. G. *Sensitivity of Finite Element Analysis of Forging to Input Parameters*. Journal of Materials Processing Technology, v. 82, p. 21-26, 1998.
- 14 - WILSON, D. V., ZANDRAHIMI, M., ROBERTS, W. T. *Effects of Changes in Strain Path on Work Hardening in CP Aluminum and an Al-Cu-Mg Alloy*. Acta Metallurgica et Materialia, v.38, n. 2, p.215-226, 1983.
- 15 - ARMSTRONG, P. E., HOCKETT, J. E., SHERBY, O. D. *Large Strain Multidirecional Deformation of 1100 Aluminum at 300K*. Journals of the Mechanics and Physics of Solids, v. 30, p. 37-58, April 1982.
- 16 - SADOK, L., PACKO, M. *Application of Numerical Techniques to the Analysis of Strains in the Drawing Process*. Steel Research, v. 60, p. 351-355, 1989.
- 17 - CORRÊA, E. C. S., SILVA, R. F., FRICHE, G. H. S., AGUILAR, M. T. P., CETLIN, P. R. *Análise da Deformação na Trefilação de Barras de Aços Inoxidáveis Utilizando Elementos Finitos*. 56º Congresso Anual da ABM 2001. p. 1-8.
- 18 - PETRESCU, D., SAVAGE, S. C., HODGSON, P. D. *Simulation of the Fastener Manufacturing Process*. Journal of Materials Processing Technology, v. 125-126, p. 361-368, 2002.
- 19 - SADOK, L., LUKSZA, J., PACKO, M., BURDEK, M. *Analysis of the Strain State in the Stainless Steel Rods after Drawing*. Journal of Materials Processing Technology, v. 45, p. 305-310, 1994.
- 20 - CORRÊA, E. C. S. *Efeito da Trajetória de Deformação no Encruamento de Aços Inoxidáveis*. Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 2000. 169p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Minas)
- 21 - CORRÊA, E. C. S. *Aspectos do Encruamento de Metais Previamente Deformados a frio*. Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 2004. 233 p. (Tese, Doutorado em Engenharia Metalúrgica e de Minas)

- 22 - DIETER, G. E. *Metalurgia Mecânica*. 2 ed. Rio de Janeiro: Guanabara Dois, 1981.653p.
- 23 - HELMAN, H., CETLIN, P.R. *Fundamentos de Conformação Mecânica dos Metais*. 2 ed. Belo Horizonte: FCO, 1993. 170p.
- 24 - AVITZUR. *Handbook of Metal-Forming Processes*. New York: J. Wiley, 1983. 1020p.
- 25 - LANGE, K. *Handbook of Metal Forming*. London: McGraw Hill, 1985.
- 26 - BACKOFEN, W. A. *Deformation Processing*. 1 ed. Massachusetts: Adisson Wesley Reading, 1972. 326p.
- 27 - CETLIN, P. R. *Redundant Deformation Factor Evaluation Through the Hardness Profile Method in Round Section Bar Drawing*. Journal of Engineering Materials and Technology, v. 106, p. 147-151, April 1984.
- 28 - CETLIN, P. R. *Redundant Deformation Factor Evaluation Through the Stress-Strain Curves Superposition Method in Round Section Bar Drawing – A Literature Analysis*. Journal of Engineering Materials and Technology, v.109, p. 272-275, October 1987.
- 29 - CETLIN, P. R., SILVA, A. P. *A Comparison of Redundant Deformation Factors in the Drawing of Round Section Bars*. Journal of Engineering and Materials Technolgy, v. 116, p. 574-575, October 1994.
- 30 - THOMSEN, E. G., YANG, C. T., KOBAYASHI, S. *Mechanics of Plastic Deformation in Metal Processing*. New York: The Macmillan Company, 1965. 486p.
- 31 - SHABAIK, A. H., THOMSEN, E.G. *Some Additional Studies of the Mechanics of Axisymmetric Extrusions by the Visioplasticity Method*. Annais of the C.I.R.P., v. 16, p. 41-48, 1968.
- 32 - SHABAIK, A. H., KOBAYASHI, S. *Computer Application to the Visioplasticity Method*. Journal of Engineering for Industry, p. 1-8, 1967.
- 33 - AVITZUR, B. *Metal Forming: Processes and Analysis*. 1 ed. New York: McGraw-Hill, 1968. 500p.
- 34 - DIXIT, U. S., DIXIT, P. M. *An Analysis of the Steady-State Wire Drawing fo Strain-Hardening Materials*. Journal of Materials Processing Technology, v. 47, p. 201-229, 1995.

- 35 - MALBERG M., BECH, J., BAY, N. *Influence of Process Parameters in Drawing of Superconducting Wire*. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, v. 9, p. 2577-2580, June 1999.
- 36 - ÖVERSTAM, H., JARI, M. *Development and Validation of FEM Models for Wire Drawing*. Wire Journal International, p.73-76, May 2004.
- 37 - GIFFORD, R. B., BANDAR, A. R., MISIOLEK, W. Z., COULTER, J. P. *A Numerical Investigation of the Wire Drawing Process*. Metal Forming 2000. p. 597-604.
- 38 - SADOK, L., PACKO, M., SKOLYSZEWSKI, A., RUMINSKI, M. *Influence of the Shape of the Die on the Field of Strains in the Drawing Process*. Journal of Materials Processing Technology, v. 34, p. 381-388, 1992.
- 39 - KO, D. C., KIM, B. M. *The Prediction of Central Burst Defects in Extrusion and Wire Drawing*. Journal of Materials Processing Technology, v. 102, p. 19-24, 2000.
- 40 - CHO, H., JO, H. H., LEE, S. G., KIM, B. M., KIM, Y. J. *Effect of Reduction Ratio, Inclusion Size and Distance Between Inclusions on Wire Breaks in Cu Fine Wire Drawing*. Journal of Materials Processing Technology, v. 130-131, p. 416-420, 2002.
- 41 - ALAWODE, A. J., ADEYEMI, M. B. *Effects of Degrees of Deformation and Stress-Relief Temperatures on the Mechanical Properties and Residual Stresses of Cold Drawn Mild Steel Rods*. Journal of Materials Processing Technology, v. 160, p. 112-118, 2005.
- 42 - HE, S., BAEL, A. V., LI, S. Y., HOUTTE, P. V., MEI, F., SARBAN, A. *Residual Stress Determination in Cold Drawn Steel Wire by FEM Simulation and X-Ray Diffraction*. Materials Science and Engineering A, v. 346, p. 101-107, 2003.
- 43 - NAKAGIRI, A., YAMANO, T., KONAKA, M., ASAKAWA, M., SASAKI, W. *Behavior of Residual Stress and Drawing Stress in Conical-Type Die and Circle-Type Die Drawing by FEM Simulation and Experiment*. Wire Journal International, p. 72-80, August 2001.
- 44 - TEGART, W. J. M. *Elements of Mechanical Metallurgy*. New York: The Macmillan Company, 1966. 259p.

- 45 - ARGON, A. S., MCCLINTOK, F. A. *Mechanical Behavior of Materials*. Reading : Addison-Wesley, 1966. 770p.
- 46 - HIRTH, J. P., LOTHE, J. *Theory of Dislocation*. New York: c1968. 780p.
- 47 - VIEIRA, M. F., FERNANDES, J. V. *Plastic Behavior of Copper Sheets Subjected to a Double Strain-Path Change*. Journal of Materials Processing Technology, v. 47, p. 261-272, December 1995.
- 48 - WAGONER, R.H., LAUKONIS, J. V. *Plastic Behavior of Aluminum-Killed Steel Following Plane-Strain Deformation*. Metallurgical Transactions, v.14A, p. 1487-1495, July 1983.
- 49 - COFFIN, L. F., TAVERNELLI, J. F. *The Cyclic Straining and Fatigue of Metals*. Transactions of the Metallurgical Society of AIME, v. 215, p. 794-807, October 1959.
- 50 - DOUCET, A. B., WAGONER, R.H. *Transient Tensile Behavior of Intertitial-Free Steel and 70/30 Brass Following Plane-Strain Deformation*. Metallurgical Transactions, v. 20A, p. 1483-1493, August 1989.
- 51 - SILLEKENS, W. H., DAUTZENBER, J. H., H., KALS, J. *Strain Path Dependence of Flow Curves*. Annals of the CIRP, v. 40, p. 255-258, January 1991.
- 52 - CORRÊA, E. C. S., AGUILAR, M. T. P., SILVA, E. M. P., CETLIN, P. R. *The Effect of Sequential Tensile and Cyclic Torsion Straining on Work Hardening of Steel and Brass*. Journal of Materials Processing Technology, v. 142, p. 282-288, February 2003.
- 53 - JIA, W. P., FERNANDES, J. V. *Mechanical Behaviour and the Evolution of the Dislocation Structure of Copper Polycrystal Deformed Under Fatigue-Tension and Tension-Fatigue Sequential Strain Paths*. Materials Science & Engineering A, v. 348, p. 133-144, 2003.
- 54 - CORRÊA, E. C. S., AGUILAR, M. T. P., CETLIN, P. R. *The Effect of the Strain Path on the Work Hardening of Austenitic and Ferritic Stainless Steels in Axisymmetric Drawing*. Metallurgical and Materials Transactions A, v. 34A, p. 589-601, March 2003.
- 55 - FERNANDES, J. V., RODRIGUES, D. M., MENEZES, L. F., VIEIRA, M. F. *A Modified Swift Law for Prestrained Materials*. International Journal of Plasticity, v. 14, p. 537-550, 1998.

- 56 - BAID, C., WRIGHT, R. N. *Flow Stress for the Modeling of Stainless Steel and Nickel Wire Drawing*. Wire Journal International, p. 66-69, March 2004.
- 57 - GHOUATI, O., GELIN, J. C. *Identification of Material Parameters Directly from Metal Forming Processes*. Journal of Materials Processing Technology, v. 80-81, p. 560-564, 1998.
- 58 - FORESTIER, R., MASSONI, E., CHASTEL, Y. *Estimation of Constitutive Parameters Using an Inverse Method Coupled to a 3D Finite Element Software*. Journal of Materials Processing Technology, v. 125-126, p. 594-601, 2002.
- 59 - PEETERS, B., KALIDINDI, S. R., VAN HOUTE, P., AERNOUDT, E. A *Crystal Plasticity Based Work-Hardening/Softening Model for B.C.C. Metals under Changing Strain Paths*. Acta Materialia, v. 48, p. 2123-2133, 2000.
- 60 - PEETERS, B., SEEFELDT, M., TEODOSIU, C., KALIDINDI, S. R., VAN HOUTTE, P., AERNOUDT, E. *Work-Hardening/Softening Behaviour of B.C.C. Polycrystals During Changing Strain Paths: I. An Integrated Model Based on Substructure and Texture Evolution, and its Prediction of the Stress-Strain Behaviour of an IF Steel During Two-Stage Strain Paths*. Acta Materialia, v. 49, p. 1607-1619, 2001.
- 61 - PEETERS, B., BACROIX, B., TEODOSIU, C., VAN HOUTTE, P., AERNOUDT, E. *Work-Hardening/Softening Behaviour of B.C.C. Polycrystals During Changing Strain Paths: II. TEM Observations of Dislocation Sheets in an IF Steel During Two-Stage Strain Paths and their Representation in Terms of Dislocation Densities*. Acta Materialia, v. 49, p. 1621-1632, 2001.
- 62 - TANG, M., DEVINCRE, B., KUBIN, L. P. *Simulation and Modelling of Forest Hardening in Body Centre Cubic Crystals at Low Temperature*. Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, v. 7, p. 893-908, 1999.
- 63 - POLAKOWSKI, N. H. *Softening of Metals During Cold – Working*. Journal of the Iron and Steel Institute B, p. 337-346, December 1951.

- 64 - ROBINSON, J. N., SHABAİK, A. H. *The Determination of the Relationship Between Strain and Microhardness by Means of Visioplasticity*. Metallurgical Transactions, v. 4, p. 2091-2095, September 2003.
- 65 - ZEHETBAUER, M., TRATTNER, D. *Effects of Stress-Aided Static Recovery in Iteratively Cold-Worked Aluminium and Copper*. Materials Science and Engineering, v. 89, p. 93-101, 1987.
- 66 - TABOR, D. *The Hardness of Metals*. London: Oxford University Press, 1951.
- 67 - NUNES, J., LARSON, F. R. *Low-Temperature Hardness and Flow-Stress Relationships of Metals*. Journal of the Institute of Metals, v. 91, p. 114-117, 1962.
- 68 - DOUTHWAITE, R. M. *Relationship Between the Hardness, Flow Stress, and Grain Size of Metals*. Journal of the Iron and Steel Institute, p. 265-269, March 1970.
- 69 - MALVERN, L. E. *Introduction to the Mechanics of a Continuous Medium*. Englewood Cliffs: c1969.713p.
- 70 - HILL, R. *The Mathematical Theory of Plasticity*. Oxford: Clarendon Press, 1950. 356p.
- 71 - MENDELSON, A. *Plasticity : Theory and Application*. New York: Macmillan, 1968. 353p.
- 72 - MARTIN, J. B. *Plasticity – Fundamentals and General Results*. Massachusetts: The MIT Press, 1975.
- 73 - CHEN, W. F. *Plasticity in Reinforced Concrete*. New York: McGraw Hill, 1984.
- 74 - DESAI, C. S., SIRIWARDANE, H. J. *Constitutive Laws for Engineering Materials*. Prentice Hall, 1984.
- 75 - OWEN, D. R. J., HINTON, E. *Finite Elements in Plasticity: Theory and Practice*. Swansea: Pineridge, 1986, c1980. 594p.
- 76 - DODDS, R. H. *Numerical Techniques for Plasticity Computations in Finite Element Analysis*. Computer Languages, System & Structures, v. 26, p. 767-779, 1987.
- 77 - DRUCKER, D. C. *Conventional e Unconventional Plasticity Response and Representation*. Appl. Mec. Rev., v. 41, p. 151-167, 1988.

- 78 - WASZCZYSZYN, Z. *Computational Methods and Plasticity*. Report LR-583, Tech. Univ. Delft, Faculty of Aerospace (February 1989).
- 79 - KOBAYASHI, S., OH, S. I., ALTAN, TAYLAN. *Metal Forming and the Finite-Element Method*. 1 ed. New York: Oxford University Press, 1988. 377p.
- 80 - PRESS, W. H. *Numerical Recipes in C: the Art of Scientific Computing*. 2.nd. ed. Cambridge, Mass: c1992. 994p.
- 81 - FILHO, F. F. C. *Algoritmos Numéricos*. Rio de Janeiro: LTC - Livros Técnicos e Científicos, 2001. 383p.
- 82 - COOK, R. D., MALKUS, D. S., PLESHA, M. E. *Concepts and Applications of Finite Element Analysis*. 3 ed. New York: John Wiley & Sons, 1989. 630 p.
- 83 - BABUSKA, I., STROUBOULIS. T. *The Finite Element Method and its Reliability*. 1 ed. Oxford: Clarendon Press, 2001. 802 p.
- 84 - SZABÓ, B., BABUSKA, I. *Finite Element Analysis*. 1 ed. New York: John Wiley & Sons, 1991. 368 p.
- 85 - BARROS, F. B., PROENÇA, S. P. B., BARCELLOS, C. S. *On Error Estimator and p-Adaptivity in the Generalized Finite Element Method*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, v. 60, p. 2373-2398, 2004.
- 86 - ODEN, J. T., REDDY, J. N. *An Introduction to the Mathematical Theory of Finite Elements*. 1 ed. New York: John Wiley & Sons, 1976. 429 p.
- 87 - BATHE, K., WILSON, E. L. *Numerical Methods in Finite Element Analysis*. 1 ed. New Jersey: Prentice-Hall, 1976. 527 p.
- 88 - SCHENEIDERS, R., BÜNTEN, R. *Automatic Generation of Hexahedral Finite Element Meshes*. Computer Aided Geometric Design, v. 12, p. 693-707, 1995.
- 89 - ZHU, Y. Y., ZACHARIA, T., CESCOTTO, S. *Application of Fully Automatic Remeshing to Complex Metal-Forming Analyses*. Computers & Structures, v. 62, p. 417-427, 1997.

- 90 - LIU, D., LUO, Z. J., GU, M. X. *The Algorithm of Automatic Local Mesh Subdivision and its Application to Finite-Element Analysis of a Large Deformation Forming Process*. Journal of Materials Processing Technology, v. 83, p. 164-169, 1998.
- 91 - ZHAN, M., LIU, Y., HE, Y. *Research on a New Remeshing Method for the 3D FEM Simulation of Blade Forging*. Journal of Materials Processing Technology, v. 94. p. 231-234, 1999.
- 92 - RAVINDRANATH, M. N., KUMAR, R. K. *Simulation of Cold Forging Using Contact and Practical Adaptive Meshing Algorithms*. Journal of Materials Processing Technology, v. 104. p. 110-126, 2000.
- 93 - SIMO, J. C., HUGHES, T. J. R. *Computational Inelasticity*. 1 ed. New York: Springer-Verlag, 1998. 392 p.
- 94 - CRISFIELD, M. A. *Non-Linear Finite Element Analysis of Solid and Structures*. New York: JOHN WILEY & SONS, 1991. 344p.
- 95 - DUARTE, C. A., ODEN, J. T. *Hp-Clouds - A Meshless Method to Solve Boundary Value Problems*. TICAM Report 95-05, University of Texas.
- 96 - BARCELLOS, C. S., MENDONÇA, P. T. R., DUARTE, C. A. *Investigations on Timoshenko Beam Problems Using the hp-Cloud Meshless FEM*. WCCM IV, Argentina. 1998.
- 97 - NAYROLES, B. N., TOUZOT, G., VILLON, P. *Generalizing the Finite Elemento Method: Diffuse Approximation and Diffuse Elements*. Computational Mechanics, v.10, p. 307-318, 1992.
- 98 - BELYTSCHKO, T., LIU, Y., GU, L. *Element Free Galerkin Methods*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, v. 37, p. 229-256, 1994.
- 99 - OÑATE, E., IDELSOHN, S., ZIENKIEWICZ, O. C. *Finite Point Methods in Computational Mechanics*. Technical Report, International Center for Numerical Methods in Engineering, Barcelona, Espanha.
- 100 - DUARTE, C. A. *The hp-Cloud Method*. Tese de Doutorado, The University of Texas at Austin. 1996.
- 101 - DUARTE, C. A., ODEN, J. T. *H-p Clouds - An h-p Meshless Method*. Numerical Methods for Partial Differential Equations. New York: John Wiley & Sons, 1996. p. 1-34.

- 102 - DUARTE, C. A., BABUSKA, I., ODEN, J. T. *Generalized Finite Element Methods for Three-Dimensional Structural Mechanics Problems*. Computer & Structures, v. 77, p. 315-322, 2000.
- 103 - DOLBOW, J., MOËS, N., BELYTSCHKO, T. *Modelling Fracture in Mindlin-Reissner Plates with the Extended Finite Element Method*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, v. 48, p. 1741-1760, 2000.
- 104 - BELYTSCHKO T., ORGAN, D., KRONGAUZ, Y. *A Coupled Finite Element / Element-Free Galerkin Method*. Computational Mechanics, v. 17, p. 186-195, 1995.
- 105 - HEGEN, D. *Element-Free Galerkin Methods in Combination with Finite Element Approaches*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, v. 135, p.143-166, 1996.
- 106 - HUERTA, A., FERNANDEZ-MENDES, S. *Enrichment and Coupling of the Finite Element and Meshless Methods*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, v. 48, p. 1615-1636, 2000.
- 107 - LIU, W. K., URAS, R. A., CHEN, Y. *Enrichment of the Finite Element Method with Reproducing Kernel Particle Method*. Journal of Applied Mechanics, v. 64, p. 861-870, 1997.
- 108 - DUARTE, C. A., MIGLIANO, D. Q., BECKER, E. B. *A Technique to Combine Meshfree- and Finite Element- Based Partition of Unity Approximations*. (em submissão)
- 109 - CHEN, J., ROQUE, C. M. O. L. R., PAN, C., BUTTON, S. T. *Analysis of Metal Forming Process Based on Meshless Method*. Journal of Materials Processing Technology, v. 80-81, p. 642-646, 1998.
- 110 - QING, Q., LI, G., LIU, T. *Meshless Method for Drawing Process of Rods*. Chinese Journal of Mechanical Engineering, v. 40, p. 85-89, 2004.
- 111 - SOUZA, S. A. *Ensaio Mecânicos de Materiais Metálicos*. 5 ed. São Paulo: Edgard Blucher, 1982. 286p.

Anexo A – Tabelas dos Gráficos do Item Avaliação do Intervalo de Tempo Adotado no Passo da Simulação Sem Considerar o Efeito do Caminho de Deformação

A1 – Condição de 3°, 8% e 400 Elementos

Dados de Deformação Efetiva

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	0,096319	0,09672	0,095897	0,09263	0,08908	0,085394
0,2	0,096394	0,096821	0,096029	0,092795	0,08926	0,08558
0,3	0,096581	0,096989	0,09618	0,092926	0,089379	0,085692
0,6	0,096673	0,097175	0,096495	0,093416	0,089972	0,086349
0,9	0,097321	0,097754	0,096994	0,093827	0,090346	0,086715
1,1	0,097375	0,097701	0,096812	0,093466	0,089885	0,086191
1,5	0,097487	0,098115	0,097705	0,095028	0,091807	0,088314
2	0,098856	0,099233	0,098447	0,09528	0,091826	0,088233
2,5	0,098077	0,09847	0,097787	0,094812	0,091488	0,087895
3	0,100132	0,10062	0,100092	0,097315	0,09405	0,090533
3,5	0,097532	0,098164	0,097759	0,095211	0,09218	0,088911
4	0,097375	0,098265	0,098302	0,096128	0,09312	0,089707

Dados de Tensão Efetiva (MPa)

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	575,02	472,13	368,36	264,98	231,85	233,89
0,2	576,76	472,93	368,45	264,81	231,57	233,59
0,3	575,22	471,84	367,54	263,41	229,84	231,63
0,6	570,24	468,6	365,41	261,31	227,6	229,26
0,9	569,45	467,79	364,18	258,69	224,86	227,08
1,1	576,47	471,47	365,43	259,34	225,9	228,96
1,5	548,71	460,96	360,65	254,79	219,29	219,48
2	545,6	465,32	351,48	250,11	217,23	218,37
2,5	552,3	456,31	356,43	250,92	216,74	218,71
3	536,29	447,74	351,71	243,85	207,15	206,95
3,5	530,15	463,49	348,73	248,17	211,93	204,33
4	539,99	450,55	354,29	243,57	204,63	202,62

A2 – Condição de 3°, 8% e 4000 Elementos

Dados de Deformação Efetiva

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	0,101316	0,106386	0,101482	0,094395	0,088457	0,086503
0,2	0,101417	0,10666	0,101705	0,094546	0,088538	0,086563
0,3	0,10225	0,107076	0,101623	0,094411	0,088467	0,086527
0,6	0,100968	0,107138	0,102419	0,095189	0,089064	0,087028
0,9	0,100141	0,105621	0,102048	0,095969	0,088614	0,088614
1,1	0,101167	0,107073	0,103179	0,096206	0,090115	0,087992
1,5	0,102615	0,108008	0,102944	0,09609	0,090212	0,088233
2	0,099567	0,107603	0,104005	0,097061	0,090913	0,088737
2,5	0,104056	0,110399	0,105766	0,09841	0,092152	0,089887
3	0,101531	0,11	0,10622	0,0958	0,091878	0,091454
3,5	0,101376	0,105315	0,100198	0,093907	0,088583	0,086849
4	0,10829	0,105728	0,10214	0,097848	0,093952	0,092798

Dados de Tensão Efetiva (MPa)

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	586,64	597	288,21	206,81	246,62	288,58
0,2	590,69	602,75	295,43	209,79	247	289,92
0,3	591,71	600,69	295,68	210,39	246,97	288,89
0,6	591,2	599,27	293,26	210,68	248,56	287,15
0,9	589,6	592,98	287,3	206,83	249,2	288,59
1,1	592,36	592,61	282,76	207,57	248,37	285,27
1,5	576,18	585,65	285,05	210,44	253,2	287,55
2	549,32	581,1	286,04	206	252,68	284,25
2,5	551,76	576,07	279,83	211,09	260,49	292,49
3	576,92	578,46	285,51	207,34	247,11	281,1
3,5	595,33	582,97	293,22	204,95	238,41	278,24
4	508,54	586,3	291,53	191,46	233,69	271,18

A3 – Condição de 3°, 15% e 400 Elementos

Dados de Deformação Efetiva

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	0,170694	0,169552	0,167961	0,165493	0,163794	0,162481
0,2	0,170572	0,16945	0,167891	0,165488	0,163842	0,162579
0,3	0,171227	0,170028	0,168369	0,165807	0,164048	0,162692
0,6	0,171114	0,1701	0,168643	0,166317	0,164684	0,163402
0,9	0,171263	0,170418	0,169187	0,167208	0,165816	0,164726
1,1	0,171922	0,17098	0,169622	0,167453	0,165944	0,164773
1,5	0,172551	0,171405	0,169821	0,168386	0,165806	0,16466
2	0,172897	0,171541	0,169601	0,166524	0,164475	0,162946
2,5	0,174715	0,173801	0,172467	0,170219	0,16858	0,167244
3	0,176358	0,175419	0,173959	0,171407	0,169664	0,168335
3,5	0,176539	0,175582	0,174176	0,171895	0,170444	0,169434
4	0,177546	0,176507	0,175013	0,17258	0,170898	0,169603

Dados de Tensão Efetiva (MPa)

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	621,36	517,24	409,44	296,55	254,25	247,36
0,2	622,77	518,07	409,83	296,66	254,23	247,32
0,3	623,3	518,49	410,07	296,65	254,27	247,56
0,6	617,72	516,7	410,82	297,86	255,54	248,89
0,9	626,04	519,44	409,58	295,14	253,1	247,74
1,1	623	519,02	410,89	296,18	253,76	248
1,5	615,39	516,28	412,38	300,55	260,24	256,07
2	619,76	518,12	411,79	297,33	256,81	253,23
2,5	608,08	512,4	409,69	296,74	255,74	251,66
3	589,17	500,87	405,84	297,56	260,83	260,81
3,5	588,97	493,9	394,24	283,58	245	243,53
4	640,86	530,29	415,89	296,23	255,66	255,97

A4 – Condição de 3°, 15% e 4000 Elementos

Dados de Deformação Efetiva

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	0,177302	0,178109	0,170628	0,16599	0,164002	0,163557
0,2	0,177058	0,178028	0,170755	0,16615	0,164159	0,16372
0,3	0,17689	0,178244	0,171111	0,166396	0,16434	0,163891
0,6	0,177546	0,178969	0,171537	0,166878	0,164832	0,164348
0,9	0,180716	0,179321	0,171342	0,166851	0,165187	0,164928
1,1	0,176872	0,178497	0,171249	0,166819	0,164899	0,164504
1,5	0,179483	0,180465	0,173021	0,16816	0,164769	0,165145
2	0,182771	0,182452	0,172578	0,16743	0,166153	0,166198
2,5	0,177571	0,180161	0,174927	0,171262	0,169643	0,169305
3	0,184	0,180896	0,171677	0,169715	0,169721	0,16992
3,5	0,180163	0,179642	0,170791	0,168988	0,164285	0,163966
4	0,17947	0,178871	0,17091	0,167497	0,167086	0,167355

Dados de Tensão Efetiva (Mpa)

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	640,18	607,12	345,7	224,4	110,63	63,36
0,2	638,52	606,76	345,65	224,84	111,33	63,83
0,3	640,06	607,18	346,23	224,26	110,95	63,76
0,6	630,49	610,82	349,84	226,81	113,74	66,78
0,9	634,34	616,97	348,34	226,73	115,44	68,75
1,1	625,44	620,41	354,41	226,27	115,85	68,82
1,5	611,98	620,75	356,61	226,32	116,73	71,38
2	593,79	641,19	368,24	231,63	120,17	74,69
2,5	568,78	625,35	366,17	227,84	119,93	76,99
3	569,89	620,36	359	222,51	115,14	72,85
3,5	530,32	622,96	369,92	229,71	114,53	70,17
4	573,97	636,51	376,8	241	135,54	90,25

A5 – Condição de 8°, 8% e 400 Elementos

Dados de Deformação Efetiva

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	0,151198	0,138646	0,123699	0,104198	0,093282	0,086681
0,2	0,150573	0,138106	0,123249	0,103858	0,092986	0,08639
0,3	0,152463	0,139917	0,124955	0,105382	0,094382	0,087705
0,6	0,154985	0,142289	0,127066	0,107053	0,095796	0,08898
0,9	0,153509	0,14145	0,126732	0,106872	0,095691	0,088912
1,1	0,153931	0,141582	0,126743	0,107064	0,095954	0,089194
1,5	0,151827	0,140513	0,126405	0,106873	0,095839	0,089115
2	0,151723	0,14038	0,126292	0,106904	0,095873	0,089088
2,5	0,152685	0,141352	0,127355	0,108132	0,097126	0,090319
3	0,150818	0,140087	0,126603	0,107487	0,096537	0,08975
3,5	0,151911	0,140977	0,127308	0,108262	0,097264	0,090371
4	0,150303	0,140492	0,127638	0,10854	0,097524	0,09064

Dados de Tensão Efetiva (MPa)

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	636,04	514,17	393,46	277,53	245,06	254,47
0,2	636,58	514,34	393,25	276,93	244,25	253,47
0,3	639	517,13	396,2	279,73	246,7	255,67
0,6	646,84	523,52	401,23	283,75	251,07	261,32
0,9	636,05	518,57	399,63	280,61	246,26	254,78
1,1	645,12	523,96	403,53	286,96	254,59	264,89
1,5	628,1	516,41	401,9	284,43	251	260,12
2	644,26	525,97	405,69	284,52	250,17	259,8
2,5	648,51	530,48	409,38	288,2	254,09	264,37
3	638,03	526,12	412,59	295,74	263,73	274,8
3,5	652,47	532,86	410,95	287,3	251,91	261,44
4	640,93	532,17	416,38	287,42	249	257,09

A6 – Condição de 8°, 8% e 4000 Elementos

Dados de Deformação Efetiva

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	0,196282	0,183969	0,12273	0,100301	0,090151	0,087239
0,2	0,195637	0,183619	0,122557	0,100193	0,090051	0,087081
0,3	0,193017	0,184476	0,123948	0,101346	0,091096	0,088087
0,6	0,192492	0,184933	0,125046	0,102004	0,091728	0,08873
0,9	0,190965	0,188557	0,128705	0,104967	0,094252	0,091116
1,1	0,192496	0,18564	0,126321	0,102937	0,092176	0,088975
1,5	0,180871	0,188089	0,131077	0,107447	0,097268	0,094387
2	0,186057	0,189332	0,131849	0,107224	0,096196	0,092973
2,5	0,190217	0,195932	0,136485	0,111095	0,100147	0,09705
3	0,187299	0,1977	0,13793	0,113419	0,102125	0,098647
3,5	0,195623	0,189213	0,127933	0,104298	0,093538	0,090374
4	0,184894	0,185366	0,126783	0,10396	0,093643	0,09059

Dados de Tensão Efetiva (MPa)

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	759,97	418,66	172,28	247,92	292,55	320,41
0,2	762,64	425,38	178,77	251,04	295,94	325,6
0,3	762,89	426,77	177,22	251,97	296,5	325,01
0,6	766,81	440,04	177,9	251,39	295,31	321,94
0,9	767,47	446,06	174,1	250,29	297,31	324,31
1,1	771,14	457,98	169,23	248,74	295,59	319,39
1,5	746,04	473,81	170,96	239,13	280,22	302,76
2	736,41	462,08	171,33	252,24	300,57	324,17
2,5	765,22	466,35	177,7	247,09	297,86	323,62
3	740,49	446,02	174,89	232,62	292,26	324,45
3,5	728,71	451,34	161,94	236,25	280,44	304,38
4	749,96	444,48	169,09	245,63	288,26	311,62

A7 – Condição de 8°, 15% e 400 Elementos

Dados de Deformação Efetiva

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	0,216727	0,212274	0,204338	0,189473	0,177597	0,167261
0,2	0,2166	0,212277	0,20446	0,189705	0,177846	0,167484
0,3	0,2161	0,211933	0,204251	0,189623	0,177804	0,16744
0,6	0,216713	0,212745	0,205214	0,19061	0,178738	0,16829
0,9	0,218415	0,214805	0,207618	0,193232	0,181352	0,170796
1,1	0,218431	0,214881	0,207794	0,19345	0,181593	0,171046
1,5	0,218599	0,215138	0,208166	0,193965	0,182218	0,171759
2	0,220686	0,218129	0,212163	0,198791	0,187151	0,176447
2,5	0,223941	0,221671	0,21608	0,202842	0,191186	0,18039
3	0,226441	0,223915	0,216886	0,20368	0,192257	0,181604
3,5	0,223868	0,222174	0,216802	0,20362	0,191566	0,180157
4	0,226967	0,224803	0,219053	0,205342	0,193306	0,182192

Dados de Tensão Efetiva (MPa)

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	688,47	555,51	416,15	266,55	207,56	194,21
0,2	690,44	557,09	417,22	267,1	207,93	194,62
0,3	690,03	556,67	416,94	267,16	208,3	195,21
0,6	692,79	559,72	419,57	267,64	208	194,92
0,9	696,1	562,86	422,36	269,51	209,32	196,21
1,1	689,25	559,67	421,84	269,03	208,6	195,35
1,5	686,96	558,95	422,32	269,83	209,73	196,91
2	676,17	555,75	423,32	270,41	209,14	195,83
2,5	679,96	560,2	427,2	269,62	205,46	190,96
3	673,79	535,92	384,87	212,81	143,84	121,52
3,5	684,09	562,06	429,12	276,84	213,61	196,8
4	663,56	550,81	422,55	267,67	201,5	182,69

A8 – Condição de 8°, 15% e 4000 Elementos

Dados de Deformação Efetiva

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	0,221901	0,241184	0,217793	0,187446	0,171286	0,166523
0,2	0,221975	0,241094	0,217735	0,187549	0,171481	0,166742
0,3	0,22191	0,24099	0,21775	0,187756	0,171512	0,166793
0,6	0,221027	0,24135	0,21838	0,18829	0,172183	0,167424
0,9	0,218496	0,240603	0,218184	0,188246	0,182254	0,167578
1,1	0,219767	0,241149	0,218551	0,188507	0,172481	0,167766
1,5	0,217835	0,240224	0,218071	0,188312	0,172341	0,167622
2	0,219686	0,240894	0,217997	0,187838	0,171709	0,166959
2,5	0,218051	0,240564	0,218354	0,188698	0,172802	0,168104
3	0,216868	0,240032	0,218144	0,188392	0,172411	0,167768
3,5	0,218102	0,24003	0,218295	0,188604	0,172641	0,168082
4	0,218383	0,240438	0,219053	0,189136	0,17296	0,16819

Dados de Tensão Efetiva (MPa)

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	777,64	651,43	258,91	276,12	320,85	342,16
0,2	780,23	651,14	259,73	277,21	322,12	342,97
0,3	776,12	649,91	260,26	276,56	320,82	341,5
0,6	848,53	718,76	457,04	267,5	299,14	333,18
0,9	777	660,2	259,08	271,64	371,48	339,85
1,1	773,67	656,26	259,99	271,56	317,17	339,16
1,5	771,7	655,48	258,06	267,28	313,11	335,91
2	765,16	655,94	261,33	265,36	311,88	335,25
2,5	767,47	656,48	258,83	259,17	303,94	327,85
3	762,51	658,67	259,1	257,58	303,17	327,71
3,5	764,71	657,1	259,92	254,7	300,27	324,96
4	779,93	655,57	255,61	258,7	312	338,82

A9 – Condição de 20°, 8% e 400 Elementos

Dados de Deformação Efetiva

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	0,17047	0,152906	0,132977	0,108577	0,096105	0,089644
0,2	0,175114	0,157133	0,136709	0,111635	0,098767	0,092089
0,3	0,17386	0,156179	0,136022	0,111162	0,098366	0,091675
0,6	0,176394	0,158755	0,138519	0,11318	0,100143	0,093394
0,9	0,190908	0,172317	0,150958	0,123852	0,109595	0,102113
1,1	0,178273	0,161273	0,141501	0,116439	0,103428	0,096642
1,5	0,193981	0,175276	0,153811	0,126177	0,111581	0,103895
2	0,210259	0,190977	0,168529	0,138702	0,122669	0,11425
2,5	0,217914	0,198407	0,175411	0,14394	0,126885	0,117914
3	0,202635	0,183536	0,161708	0,133925	0,119121	0,111336
3,5	0,177389	0,160273	0,140555	0,115566	0,102527	0,095637
4	0,18111	0,163693	0,143469	0,117711	0,097329	0,097329

Dados de Tensão Efetiva (MPa)

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	625,48	526,44	425,11	321,03	284,38	281,72
0,2	633,5	532,76	429,37	322,64	284,31	280,69
0,3	635,36	533,89	429,55	321,5	282,69	278,98
0,6	632,69	532,69	429,12	319,89	280,21	276,08
0,9	676,55	565,64	450,13	326,88	280,3	274,13
1,1	691,04	571,34	443,35	301,51	244,1	230,24
1,5	664,33	555,82	441,79	317,94	272,14	267,98
2	705,61	589,64	466,53	328,6	273,57	264,27
2,5	706,04	589,6	464,72	321,73	263,57	253,09
3	700,05	580,91	455,15	316,87	260,82	249,28
3,5	652,57	546,97	436,66	318,83	275,71	271,13
4	646,21	544,96	438,64	323,19	278,47	270,31

A10 – Condição de 20°, 8% e 4000 Elementos

Dados de Deformação Efetiva

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	0,634493	0,252223	0,125913	0,102647	0,093519	0,090971
0,2	0,634284	0,253644	0,126595	0,10324	0,091431	0,091431
0,3	0,630549	0,254879	0,127544	0,103954	0,092108	0,092108
0,6	0,629845	0,286521	0,132663	0,108948	0,096384	0,096384
0,9	0,630901	0,270515	0,13765	0,109323	0,099066	0,096152
1,1	0,602084	0,279182	0,141065	0,11447	0,104455	0,101795
1,5	0,635553	0,273661	0,130547	0,105378	0,09548	0,092178
2	0,621039	0,257661	0,130114	0,105855	0,096377	0,09329
2,5	0,626191	0,273844	0,136298	0,110685	0,100686	0,097881
3	0,636905	0,291497	0,135583	0,110875	0,10077	0,097756
3,5	0,636962	0,276246	0,130863	0,105199	0,095498	0,092364
4	0,615621	0,254951	0,129602	0,105645	0,096653	0,094326

Dados de Tensão Efetiva (MPa)

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	988,81	530,852	144,66	199,56	256,77	278,76
0,2	988,62	535,43	145,94	202,99	261,45	283,77
0,3	987,5	541,27	145,24	199,26	256,56	278,83
0,6	985,36	552,05	145,37	188,66	245,41	268,58
0,9	987,18	554,71	146,5	193,28	252,52	274,26
1,1	974,08	588,12	147,24	193,5	251,45	273,65
1,5	984,9	531,49	147,34	208,32	266,34	287,15
2	987,33	542,88	148,47	204,61	264,02	286,19
2,5	989,78	558,99	148,68	202,65	264,03	287,21
3	973,48	550,1	147,44	200,79	258,15	280,81
3,5	984,06	539,49	141,53	188,12	243,12	265,08
4	974,25	542,19	141,24	202,93	252,98	271,39

A11 – Condição de 20°, 15% e 400 Elementos

Dados de Deformação Efetiva

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	0,326014	0,295072	0,259438	0,214555	0,190801	0,177882
0,2	0,322134	0,291297	0,255862	0,211525	0,188104	0,185357
0,3	0,329388	0,298384	0,26259	0,217164	0,193033	0,179953
0,6	0,338454	0,307251	0,271087	0,224545	0,199573	0,186016
0,9	0,335629	0,305922	0,270978	0,224982	0,200175	0,186713
1,1	0,332896	0,302931	0,267928	0,222479	0,197936	0,18443
1,5	0,334603	0,304826	0,269996	0,225029	0,200675	0,186872
2	0,330346	0,300939	0,267529	0,224098	0,200188	0,186491
2,5	0,342323	0,313437	0,279081	0,23315	0,207486	0,192554
3	0,389442	0,358761	0,322449	0,270033	0,240094	0,223706
3,5	0,363312	0,332888	0,29727	0,248155	0,220947	0,206288
4	0,377931	0,346686	0,31026	0,259692	0,23115	0,215528

Dados de Tensão Efetiva (MPa)

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	755,57	614,67	456,88	267,99	176,46	134,98
0,2	749,41	602,98	440,64	248,34	155,35	113,05
0,3	779,06	638,97	487,56	314,83	238	210,96
0,6	791,64	652,8	503,97	336,09	264,15	243
0,9	795,17	654,64	504,1	333,35	260,55	239,99
1,1	808,47	663,97	509,27	335,02	260,73	239,16
1,5	814,35	667,05	509,91	334,69	260,92	239,9
2	791,8	648,7	497,49	328,99	257,28	235,78
2,5	839	686,96	523,72	338,14	258,81	235,67
3	811,94	675,12	525,26	339,99	255	230,47
3,5	798,45	652,84	486,68	268,72	155,98	103,67
4	802,64	664,83	512,8	326,84	241,88	216,5

A12 – Condição de 20°, 15% e 4000 Elementos

Dados de Deformação Efetiva

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	0,57659	0,394091	0,244051	0,198921	0,180881	0,17581
0,2	0,57249	0,394111	0,244558	0,199277	0,181338	0,176321
0,3	0,57175	0,397207	0,246579	0,200944	0,18261	0,177434
0,6	0,564528	0,403038	0,250516	0,204045	0,185566	0,18043
0,9	0,554744	0,405859	0,244777	0,206624	0,186729	0,181283
1,1	0,551778	0,412739	0,258231	0,210136	0,191126	0,185848
1,5	0,549177	0,416044	0,262653	0,212982	0,193165	0,187653
2	0,552212	0,394939	0,249029	0,200801	0,180631	0,174807
2,5	0,566036	0,4078	0,254761	0,206923	0,187778	0,182378
3	0,569481	0,400661	0,247849	0,202037	0,183725	0,178595
3,5	0,562208	0,40485	0,25277	0,205099	0,185696	0,18022
4	0,563364	0,412605	0,259368	0,210192	0,190055	0,184238

Dados de Tensão Efetiva (MPa)

Delta t(s)	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
0,1	952,43	739,8	203,6	245,13	313,37	341,68
0,2	950,75	742,68	204,24	244,92	311,92	339,43
0,3	951,25	742,29	206,35	246,19	314,12	342,7
0,6	948,52	750,54	211,22	248,03	311,64	344,46
0,9	947,85	751,86	216,15	249,6	313,08	344,5
1,1	946,2	767,7	216,69	244,72	308,11	339,76
1,5	952,44	771,81	213,94	237,5	303,44	337,3
2	941,39	743,42	202,61	248,45	314,08	341,63
2,5	942,93	743,92	205,59	240,74	306,17	331,62
3	955,62	758,85	209,03	243,52	308,73	333,61
3,5	941,4	753,41	209,44	236,19	294,64	322,97
4	949,08	758,02	216,85	252,69	322,14	350,11

Anexo B – Tabelas dos Gráficos do Item Influência da Malha para as Condições de 3° e 8%, 8° e 8% e 20° e 8%

B1 – Condição de 3° e 8%

Dados de Deformação Efetiva

NºElementos	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
3	0,0963	0,0967	0,0959	0,0927	0,0893	0,0857
5	0,0988	0,1016	0,1005	0,0931	0,0880	0,0862
7	0,1002	0,1035	0,1003	0,0940	0,0884	0,0863
9	0,1006	0,1052	0,1006	0,0938	0,0880	0,0861
11	0,1012	0,1063	0,1014	0,0944	0,0885	0,0867
13	0,1029	0,1068	0,1020	0,0947	0,0887	0,0867
15	0,1023	0,1058	0,1020	0,0945	0,0883	0,0863
17	0,1010	0,1058	0,1020	0,0945	0,0882	0,0860
19	0,1016	0,1063	0,1024	0,0948	0,0885	0,0863
21	0,1019	0,1067	0,1026	0,0949	0,0884	0,0863
23	0,1015	0,1067	0,1024	0,0945	0,0880	0,0857

Dados de Tensão Efetiva (MPa)

NºElementos	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
3	568,83	467,75	365,67	263,63	230,76	237,52
5	550,42	498,64	340,97	232,89	249,89	270,82
7	600,33	559,62	321,26	215,91	231,98	254,65
9	576,83	536,79	285,13	235,47	283,87	319,19
11	592,41	602,42	295,77	206,99	244,46	287,95
13	555,64	606,26	289,28	207,46	253,45	297,11
15	538,16	589,21	267,07	211,70	269,96	305,81
17	533,68	565,29	254,38	224,50	294,99	337,69
19	519,77	592,95	267,63	209,84	272,63	312,27
21	520,70	599,38	272,00	206,69	265,16	307,03
23	506,16	536,34	255,12	226,86	297,90	339,63

Dados de Tensão Residual Radial (MPa)

Nº Elementos	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
3	-59,58	-94,98	-137,08	-191,86	-222,41	-240,84
5	-40,06	-79,83	-164,01	-248,63	-311,86	-333,25
7	-30,60	-83,57	-168,45	-254,42	-322,47	-351,91
9	-24,89	-84,83	-171,99	-260,59	-332,24	-362,51
11	-19,44	-83,54	-172,01	-261,99	-337,49	-367,21
13	-21,10	-100,43	-178,89	-253,43	-325,27	-358,96
15	-15,88	-83,67	-172,88	-265,98	-346,35	-383,30
17	-17,74	-95,34	-175,14	-254,02	-327,57	-361,36
19	-14,17	-94,71	-177,38	-259,27	-336,75	-373,31
21	-12,18	-91,37	-176,70	-262,21	-343,00	-381,28
23	-9,97	-92,84	-177,50	-261,55	-341,73	-380,16

Dados de Tensão Residual Longitudinal (MPa)

Nº Elementos	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
3	384,27	134,50	-131,97	-426,75	-550,61	-588,92
5	362,09	259,79	-84,30	-493,68	-734,50	-804,19
7	395,30	284,36	-133,29	-522,58	-756,82	-844,34
9	426,73	311,52	-161,31	-530,91	-772,14	-870,69
11	381,69	338,19	-137,14	-530,46	-786,57	-892,67
13	369,01	354,87	-166,18	-528,57	-783,56	-900,28
15	372,78	367,51	-161,08	-527,33	-794,36	-905,85
17	394,42	349,81	-177,82	-524,41	-781,56	-895,64
19	353,52	363,33	-168,92	-524,86	-792,92	-909,42
21	353,85	368,03	-168,01	-526,25	-798,79	-921,02
23	376,52	333,88	-164,33	-514,29	-784,21	-905,69

Dados de Tensão Residual Circunferencial (MPa)

Nº Elementos	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
3	290,83	189,89	67,69	-94,84	-188,35	-247,30
5	341,81	246,78	92,66	-82,71	-268,94	-335,79
7	376,04	248,51	91,38	-85,90	-265,15	-353,50
9	385,90	249,40	99,94	-90,51	-275,15	-363,59
11	371,60	257,88	97,06	-82,44	-279,39	-368,12
13	367,99	274,27	108,70	-83,19	-265,20	-359,56
15	374,77	274,72	102,20	-85,15	-281,09	-383,78
17	371,39	271,99	100,50	-84,53	-265,29	-361,74
19	363,98	272,89	102,30	-83,23	-271,08	-373,63
21	369,07	278,61	105,32	-81,88	-275,05	-381,54
23	369,81	270,22	104,04	-80,40	-272,78	-380,38

Dados de Carga (N)

Nº Elementos	Carga
3	15370,06
5	17279,16
7	19973,40
9	15833,90
11	19688,20
13	19595,36
15	17272,84
17	15897,51
19	17917,52
21	18429,45
23	14853,30

B2 – Condição de 8° e 8%

Dados de Deformação Efetiva

Nº Elementos	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
3	0,1516	0,1390	0,1240	0,1046	0,0938	0,0873
5	0,1832	0,1653	0,1259	0,0982	0,0891	0,0869
7	0,1903	0,1745	0,1257	0,1004	0,0910	0,0877
9	0,1979	0,1817	0,1244	0,1014	0,0910	0,0878
11	0,1949	0,1840	0,1231	0,1007	0,0906	0,0877
13	0,1975	0,1832	0,1251	0,1014	0,0907	0,0875
15	0,1969	0,1818	0,1251	0,1016	0,0911	0,0882
17	0,2035	0,1840	0,1262	0,1017	0,0908	0,0875

Dados de Tensão Efetiva (MPa)

Nº Elementos	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
3	638,26	514,70	392,16	274,10	240,02	248,13
5	711,13	456,36	207,05	224,27	230,01	233,04
7	753,73	408,55	188,62	239,78	285,06	307,54
9	747,55	399,48	198,16	259,19	301,89	321,67
11	758,01	416,08	169,85	249,33	291,44	318,12
13	780,88	413,68	178,16	267,82	315,37	338,76
15	775,93	365,34	168,05	270,81	318,24	338,94
17	771,65	379,26	169,00	270,85	314,48	337,19

Dados de Tensão Residual Radial (MPa)

Nº Elementos	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
3	-109,84	-93,86	-75,73	-53,61	-42,35	-36,53
5	-36,06	-50,42	-72,97	-115,45	-165,10	-179,80
7	-25,69	-45,92	-80,59	-137,61	-188,95	-212,79
9	-22,65	-54,79	-100,88	-163,60	-225,06	-254,27
11	-20,33	-52,22	-95,56	-157,94	-221,20	-249,90
13	-17,09	-68,50	-94,46	-149,31	-213,13	-246,47
15	-14,72	-66,62	-87,48	-141,43	-204,34	-234,87
17	-13,64	-66,09	-90,69	-145,17	-210,82	-244,29

Dados de Tensão Residual Longitudinal (MPa)

Nº Elementos	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
3	393,80	139,35	-120,83	-384,89	-476,63	-481,49
5	524,77	180,05	-223,55	-407,04	-578,75	-613,78
7	588,56	180,16	-185,62	-440,50	-599,90	-673,72
9	588,98	202,41	-182,31	-489,19	-656,78	-737,46
11	573,41	231,96	-231,23	-470,95	-643,50	-730,58
13	573,09	228,75	-239,95	-458,24	-633,76	-725,92
15	580,51	206,47	-237,48	-456,92	-625,04	-704,96
17	585,23	209,82	-243,34	-453,21	-623,00	-714,03

Dados de Tensão Residual Circunferencial (MPa)

Nº Elementos	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
3	218,45	110,53	10,74	-68,53	-73,75	-41,79
5	314,97	68,88	-23,04	25,27	-135,83	-182,71
7	317,50	72,45	70,83	-18,08	-143,71	-214,79
9	374,18	88,39	66,31	-29,06	-169,67	-255,76
11	376,74	53,36	67,24	-21,54	-166,69	-251,12
13	381,39	96,01	62,71	-14,52	-153,19	-247,35
15	381,56	84,09	56,45	-14,91	-148,76	-235,54
17	391,28	77,22	54,55	-11,92	-151,04	-244,85

Dados de Carga (N)

Nº Elementos	Carga
3	20741,20
5	16435,12
7	13794,51
9	13975,78
11	14339,93
13	14296,16
15	13861,41
17	13654,18

B3 – Condição de 20° e 8%

Dados de Deformação Efetiva

Nº Elementos	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
4	0,2497	0,2044	0,1470	0,1073	0,0936	0,0908
6	0,3838	0,2721	0,1331	0,1002	0,0908	0,0892
8	0,5972	0,2662	0,1293	0,1039	0,0947	0,0920
10	0,6347	0,2545	0,1267	0,1033	0,0941	0,0916
12	0,7221	0,2700	0,1289	0,1049	0,0954	0,0927
14	0,7626	0,2550	0,1298	0,1059	0,0963	0,0936
16	0,7965	0,2435	0,1287	0,1047	0,0950	0,0924
18	0,8363	0,2507	0,1324	0,1074	0,0975	0,0948
20	0,8681	0,2416	0,1315	0,1065	0,0967	0,0940
22	0,8995	0,2436	0,1324	0,1069	0,0970	0,0943
24	0,9080	0,2407	0,1327	0,1071	0,0973	0,0947
26	0,9205	0,2397	0,1318	0,1062	0,0964	0,0938
28	0,9364	0,2430	0,1344	0,1082	0,0982	0,0955
30	0,9456	0,2409	0,1331	0,1071	0,0971	0,0945

Dados de Tensão Efetiva (MPa)

Nº Elementos	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
4	717,78	557,04	367,18	263,08	264,74	290,89
6	856,35	574,03	246,24	204,43	223,67	244,77
8	962,81	540,35	187,71	195,34	252,59	275,55
10	983,25	533,38	145,54	203,06	261,11	283,07
12	1018,76	565,53	133,31	223,53	275,51	295,65
14	1023,37	489,44	130,28	215,29	272,63	294,13
16	1049,36	444,96	114,07	195,22	242,15	258,98
18	1070,81	489,04	113,12	194,24	248,35	267,29
20	1085,71	463,22	99,68	196,76	245,79	260,38
22	1094,80	495,78	99,58	200,76	247,82	262,27
24	1101,64	473,69	100,20	208,93	256,70	271,29
26	1105,71	446,32	90,99	184,19	228,22	240,10
28	1111,79	498,36	92,23	197,54	244,72	258,25
30	1119,50	459,73	86,17	185,37	227,77	239,03

Dados de Tensão Residual Radial (MPa)

Nº Elementos	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
4	-40,09	-43,61	-37,50	-38,99	-55,02	-80,78
6	-33,64	-49,92	-79,45	-98,37	-64,14	-23,61
8	-26,41	-50,53	-78,84	-118,09	-153,90	-169,66
10	-25,13	-49,40	-72,48	-106,55	-141,61	-157,30
12	-30,99	-66,02	-73,33	-108,60	-146,56	-164,33
14	-26,33	-57,13	-67,71	-104,52	-143,26	-161,91
16	-24,69	-72,59	-66,10	-101,86	-140,21	-158,05
18	-22,76	-76,65	-86,42	-117,84	-154,20	-171,84
20	-21,60	-66,45	-71,21	-106,27	-143,38	-161,46
22	-21,69	-68,25	-78,08	-112,60	-149,99	-167,59
24	-17,02	-71,17	-67,11	-105,58	-145,89	-165,41
26	-17,81	-58,28	-70,89	-107,03	-143,64	-162,07
28	-14,18	-79,40	-76,28	-109,40	-148,50	-167,21
30	-13,42	-68,16	-73,42	-107,99	-145,63	-163,82

Dados de Tensão Residual Longitudinal (MPa)

Nº Elementos	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
4	439,06	151,74	-162,82	-384,16	-494,91	-586,35
6	542,33	177,24	-256,99	-380,28	-540,19	-639,71
8	614,48	223,92	-216,65	-502,27	-630,60	-683,66
10	729,44	220,30	-292,55	-522,95	-649,31	-702,04
12	689,09	229,47	-257,89	-470,74	-599,01	-655,37
14	724,03	171,12	-244,28	-460,74	-595,31	-654,37
16	772,09	151,61	-263,66	-458,85	-582,42	-635,93
18	805,15	183,83	-289,30	-504,87	-633,75	-688,49
20	865,09	163,85	-305,61	-512,08	-632,81	-683,84
22	953,56	159,09	-345,98	-551,45	-669,90	-719,80
24	967,15	148,22	-346,30	-546,74	-668,61	-721,37
26	929,42	124,60	-324,49	-516,58	-631,82	-681,10
28	972,45	142,58	-350,76	-552,80	-672,49	-722,77
30	982,19	111,04	-345,52	-539,17	-652,22	-699,98

Dados de Tensão Residual Circunferencial (MPa)

Nº Elementos	Ponto					
	1	2	3	4	5	6
4	275,37	44,00	-66,02	-53,44	-3,32	-83,02
6	295,91	80,51	-10,53	-69,28	-141,72	-26,38
8	430,04	24,61	19,00	-37,33	-123,12	-170,71
10	465,59	-12,88	25,93	-34,75	-112,50	-158,16
12	487,16	31,88	23,92	-28,70	-114,13	-165,12
14	501,87	37,11	30,76	-23,35	-109,55	-162,52
16	513,59	8,83	22,43	-22,52	-106,97	-158,54
18	549,52	12,34	11,59	-38,55	-121,99	-172,22
20	571,13	-19,70	15,13	-29,51	-110,60	-161,76
22	614,16	-25,57	8,99	-36,30	-118,10	-167,83
24	622,08	-20,18	19,88	-27,24	-112,37	-165,62
26	601,10	-40,94	14,65	-29,56	-109,98	-162,95
28	629,05	-47,07	13,09	-32,76	-116,04	-167,36
30	632,77	-53,06	11,21	-32,29	-112,89	-163,95

Dados de Carga (N)

Nº Elementos	Carga
4	21295,93
6	23696,55
8	21377,48
10	21469,24
12	21782,32
14	21362,12
16	21769,51
18	23020,10
20	22701,97
22	22810,82
24	22535,76
26	22893,21
28	23246,83
30	23317,57

Anexo C – Tabelas dos Gráficos do Item Resultados Finais da Simulação Sem Considerar o Efeito do Caminho de Deformação

C1 – Dados de Deformação Efetiva

Ponto	Condição	
	03G08P	03G15P
1	0,0862	0,1638
2	0,0884	0,1644
3	0,0949	0,1668
4	0,1027	0,1718
5	0,1066	0,1784
6	0,1022	0,1777

Ponto	Condição	
	08G08P	08G15P
1	0,0881	0,1680
2	0,0913	0,1733
3	0,1028	0,1913
4	0,1283	0,2222
5	0,1881	0,2414
6	0,2058	0,2301

Ponto	Condição	
	20G08P	20G15P
1	0,0945	0,1801
2	0,0971	0,1852
3	0,1071	0,2046
4	0,1331	0,2547
5	0,2409	0,3990
6	0,9456	0,6408

C2 – Dados de Tensão Efetiva (MPa)

Ponto	Condição	
	03G08P	03G15P
1	322,80	36,09
2	280,75	98,14
3	214,25	224,92
4	255,06	359,56
5	560,24	652,90
6	486,61	525,55

Ponto	Condição	
	08G08P	08G15P
1	332,25	411,45
2	312,44	375,70
3	269,09	297,81
4	154,52	232,39
5	346,40	661,97
6	784,63	793,69

Ponto	Condição	
	20G08P	20G15P
1	240,66	358,76
2	229,54	320,99
3	186,55	230,73
4	86,24	120,41
5	459,68	839,26
6	1116,86	988,62

C3 – Dados de Tensão Residual Radial (MPa)

Ponto	Condição	
	03G08P	03G15P
1	-390,95	-443,73
2	-351,42	-395,62
3	-266,11	-294,30
4	-172,21	-191,39
5	-77,31	-98,97
6	-10,54	-10,72

Ponto	Condição	
	08G08P	08G15P
1	-249,00	-431,04
2	-215,12	-368,65
3	-149,11	-264,30
4	-94,63	-178,93
5	-60,95	-95,97
6	-6,94	-8,68

Ponto	Condição	
	20G08P	20G15P
1	-162,63	-257,75
2	-144,28	-226,97
3	-106,68	-166,60
4	-73,29	-119,75
5	-68,13	-89,40
6	-13,13	-10,63

C4 – Dados de Tensão Residual Longitudinal (MPa)

Ponto	Condição	
	03G08P	03G15P
1	-919,40	-758,72
2	-795,88	-642,25
3	-519,20	-416,56
4	-158,63	-144,46
5	360,18	317,75
6	331,52	248,50

Ponto	Condição	
	08G08P	08G15P
1	-724,16	-1073,74
2	-635,42	-911,55
3	-468,06	-636,49
4	-256,30	-256,51
5	188,59	418,50
6	610,58	603,46

Ponto	Condição	
	20G08P	20G15P
1	-700,13	-926,46
2	-652,34	-825,59
3	-539,21	-622,68
4	-345,27	-338,88
5	110,89	429,00
6	979,52	721,06

C5 – Dados de Tensão Residual Circunferencial (MPa)

PontO	Condição	
	03G08P	03G15P
1	-391,09	-443,87
2	-281,20	-308,48
3	-80,70	-71,72
4	104,25	125,76
5	280,01	311,58
6	358,00	376,14

Ponto	Condição	
	08G08P	08G15P
1	-249,19	-431,51
2	-154,60	-264,70
3	-17,15	-67,21
4	44,95	81,89
5	62,50	271,59
6	414,78	458,33

Ponto	Condição	
	20G08P	20G15P
1	-162,76	-258,12
2	-111,55	-170,87
3	-31,44	-49,78
4	11,37	-7,36
5	-54,53	51,08
6	631,02	512,66

C6 – Dados de Carga (N)

Condição	Carga
03G08P	16240,28
08G08P	13984,87
20G08P	23324,21
03G15P	27030,58
08G15P	20040,38
20G15P	26970,75

Anexo D – Tabelas de Medidas de Microdureza Vickers do Aço Inoxidável 420 Recozido

D1 – Medidas de Microdureza Vickers em Função da Carga da Primeira Amostra

Medida	Carga 10 g			Méd mHV
	Diag. Hor	Diag. Vert	Mic. Dur.	
	Micro m	Micro m	mHv	
1	9,00	8,80	234,00	236,00
2	9,40	9,40	210,00	
3	8,30	8,20	269,00	
4	9,20	9,50	210,00	
5	8,20	8,70	257,00	

Medida	Carga 50 g			Méd mHV
	Diag. Hor	Diag. Vert	Mic. Dur.	
	Micro m	Micro m	mHv	
1	20,80	21,00	212,00	209,60
2	21,00	21,20	208,00	
3	20,50	21,00	214,00	
4	21,40	21,40	202,00	
5	20,80	20,90	212,00	

Medida	Carga 100 g			Méd mHV
	Diag. Hor	Diag. Vert	Mic. Dur.	
	Micro m	Micro m	mHv	
1	30,20	29,50	207,00	210,80
2	30,00	28,90	213,00	
3	29,70	29,70	210,00	
4	29,20	29,50	214,00	
5	29,80	29,60	210,00	

Medida	Carga 300 g			Méd mHV
	Diag. Hor	Diag. Vert	Mic. Dur.	
	Micro m	Micro m	mHv	
1	53,00	53,20	197,00	197,20
2	53,50	53,20	195,00	
3	53,00	52,80	199,00	
4	53,00	53,00	198,00	
5	53,30	53,00	197,00	

Medida	Carga 500 g			Méd mHV
	Diag. Hor	Diag. Vert	Mic. Dur.	
	Micro m	Micro m	mHv	
1	69,00	68,70	195,00	196,60
2	68,50	68,50	198,00	
3	69,50	69,00	193,00	
4	68,50	68,50	198,00	
5	68,50	68,00	199,00	

Medida	Carga 1000 g			Méd mHV
	Diag. Hor	Diag. Vert	Mic. Dur.	
	Micro m	Micro m	mHv	
1	99,00	98,50	190,00	189,60
2	99,00	99,00	189,00	
3	98,00	99,00	191,00	
4	98,80	98,50	190,00	
5	99,00	99,50	188,00	

D2 – Medidas de Microdureza Vickers em Função da Carga da Segunda Amostra

Medida	Carga 10 g			Média mHV
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	
	Micro m	Micro m	mHV	
1	8,97	8,98	230,20	238,22
2	8,70	8,97	237,60	
3	9,09	8,86	230,20	
4	8,40	8,13	241,50	
5	8,14	9,03	251,60	

Medida	Carga 50 g			Média mHV
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	
	Micro m	Micro m	mHV	
1	20,22	19,67	233,10	228,84
2	19,91	19,97	233,20	
3	20,05	19,90	232,40	
4	20,56	19,90	226,60	
5	20,55	20,61	218,90	

Medida	Carga 100 g			Média mHV
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	
	Micro m	Micro m	mHV	
1	30,87	29,95	200,50	206,56
2	30,33	30,07	203,30	
3	30,30	29,66	206,30	
4	29,50	29,91	210,20	
5	29,44	29,64	212,50	

Medida	Carga 300 g			Média mHV
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	
	Micro m	Micro m	mHV	
1	53,08	52,62	199,20	196,80
2	53,46	52,80	197,10	
3	54,02	53,09	194,00	
4	53,10	52,71	198,60	
5	53,80	53,01	195,10	

Carga 500 g				
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
Medida	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	68,78	68,47	196,90	198,46
2	69,08	69,11	194,20	
3	68,48	68,22	198,50	
4	68,83	68,81	198,10	
5	67,48	67,18	204,60	

Carga 1000 g				
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
Medida	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	98,72	97,79	192,10	192,52
2	97,47	96,42	197,30	
3	98,52	97,88	192,30	
4	98,32	97,89	192,70	
5	99,58	98,93	188,20	

D3 – Medidas de Microdureza Vickers em Função da Carga da Terceira Amostra

Carga 10 g				
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
Medida	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	9,35	9,55	207,70	224,10
2	9,06	9,24	221,50	
3	8,95	9,25	223,90	
4	8,69	8,83	241,70	
5	9,08	9,05	225,70	

Carga 50 g				
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
Medida	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	20,79	20,84	214,00	212,32
2	20,86	20,87	213,00	
3	20,79	20,65	216,00	
4	21,09	21,21	207,30	
5	21,04	20,86	211,30	

Carga 100 g				
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
Medida	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	30,12	30,75	200,20	197,62
2	30,58	30,58	198,30	
3	20,96	30,95	199,90	
4	30,88	31,29	191,90	
5	30,29	30,95	197,80	

Carga 300 g				
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
Medida	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	54,32	54,29	188,60	195,38
2	53,26	53,44	195,50	
3	52,83	52,31	201,30	
4	52,54	53,45	198,10	
5	53,08	54,19	193,40	

Carga 500 g				
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
Medida	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	68,07	69,09	197,10	192,64
2	69,74	69,69	190,80	
3	69,17	68,39	196,00	
4	70,32	70,08	188,10	
5	69,58	69,70	191,20	

Carga 1000 g				
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
Medida	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	98,82	99,34	188,90	190,04
2	99,10	98,50	190,00	
3	100,29	99,83	185,20	
4	99,54	99,67	186,90	
5	96,19	96,80	199,20	

Anexo E – Tabelas das Medidas de Microdureza Vickers das Amostras do Aço Inoxidável 420 Tracionadas

E1 – Medidas das Amostras com Deformação Uniforme

Amostra A – Deformação de 0,01

Medida	Carga 300g			
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	54,32	54,28	188,70	192,70
2	54,40	54,78	186,70	
3	54,60	54,11	188,30	
4	54,08	53,78	191,30	
5	52,19	52,15	204,40	
6	53,69	52,78	196,80	

Amostra B – Deformação de 0,04

Medida	Carga 300g			
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	50,61	49,62	221,50	223,65
2	50,65	50,70	216,60	
3	49,41	48,77	230,90	
4	49,88	49,88	223,60	
5	50,34	49,15	224,80	
6	50,12	49,43	224,50	

Amostra C – Deformação de 0,07

Medida	Carga 300g			
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	50,81	50,04	218,80	232,53
2	49,33	48,00	234,90	
3	49,14	48,10	235,30	
4	48,81	47,86	238,10	
5	49,82	48,70	229,30	
6	48,64	47,90	238,80	

Amostra D – Deformação de 0,11

Medida	Carga 300g			
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	48,25	46,22	249,30	247,77
2	47,09	46,70	253,00	
3	48,81	47,97	237,60	
4	48,04	46,57	248,00	
5	47,68	47,53	245,50	
6	47,09	46,65	253,20	

Amostra E – Deformação de 0,14

Medida	Carga 300g - Amostra E			
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	47,91	48,02	241,80	251,27
2	47,94	47,22	245,70	
3	46,50	45,59	262,40	
4	47,33	46,54	252,50	
5	46,25	44,98	267,40	
6	49,19	47,54	237,80	

E2 – Medidas das Amostras Rompidas

Amostra FDeformação de 0,48

Medida	Carga 300g			
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	44,16	43,74	288,00	290,83
2	43,87	44,05	287,90	
3	43,96	43,96	287,90	
4	43,64	43,16	295,40	
5	43,22	43,35	296,90	
6	44,04	43,72	288,90	

Deformação de 0,51

Medida	Carga 300g			
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	44,23	43,71	287,70	284,62
2	45,27	44,60	275,50	
3	43,70	43,78	290,80	
4	44,54	44,54	280,40	
5	44,36	43,15	290,60	
6	44,01	44,71	282,70	

Deformação de 0,60

Medida	Carga 300g			
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	43,77	43,11	294,80	295,48
2	43,79	43,24	293,80	
3	43,71	42,85	297,00	
4	43,50	43,10	297,60	
5	43,27	43,20	297,00	
6	43,88	43,31	292,70	

Deformação de 0,99

Medida	Carga 300g			
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	44,19	43,23	291,20	301,73
2	43,00	43,47	297,60	
3	43,80	42,35	299,80	
4	43,00	42,32	305,70	
5	42,90	42,90	302,30	
6	42,70	41,51	313,80	

Amostra GDeformação de 0,48

Medida	Carga 300g			
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	43,68	42,31	300,90	289,18
2	45,39	44,31	276,60	
3	43,80	43,64	291,00	
4	44,26	42,73	294,10	
5	45,22	43,21	284,60	
6	44,03	43,88	287,90	

Deformação de 0,53

Medida	Carga 300g			
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	43,55	42,36	301,50	294,90
2	43,32	43,01	298,60	
3	43,12	42,70	302,10	
4	44,95	44,57	277,70	
5	43,98	43,98	287,60	
6	43,20	42,65	301,90	

Deformação de 0,75

Medida	Carga 300g			
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	43,95	43,74	289,40	307,92
2	42,05	42,05	314,60	
3	42,87	43,00	301,80	
4	42,73	42,50	306,30	
5	41,80	41,29	322,30	
6	42,35	41,96	313,10	

Deformação de 0,78

Medida	Carga 300g			
	Diag. Hor	Diag. Vert	Dureza	Média
	Micro m	Micro m	mHV	mHv
1	43,28	42,37	303,30	299,18
2	43,81	42,51	298,60	
3	43,60	42,91	297,30	
4	43,43	43,43	294,90	
5	43,29	43,29	296,90	
6	42,77	42,77	304,10	

Anexo F – Tabelas dos Gráficos do Item Curvas de Carga de Trefilação

F1 – Condição de 3°

Redução de 8%

CP1		CP2	
Tempo(s)	Carga (N)	Tempo (s)	Carga(N)
0	0	0	0
36,08	3465,44	68,00	2028,77
62,08	8094,60	153,00	2472,67
93,08	11683,62	165,00	5306,78
164,08	11554,11	173,72	9078,20
211,08	10995,74	222,72	10778,06
299,08	8930,60	275,72	10361,61
374,08	7837,07	386,72	8216,03
472,08	8318,59	554,72	8287,77
566,08	9085,28	566,83	8312,38

Redução de 15%

CP1		CP2	
Tempo(s)	Carga (N)	Tempo (s)	Carga(N)
0	0	0	0
60,73	14705,47	58,44	14686,58
97,49	22025,33	94,92	22339,84
134,47	25356,54	131,92	26460,27
185,47	27428,44	182,92	28714,51
241,47	27638,15	238,92	28628,97
320,47	27673,84	317,92	28518,88
388,47	27929,70	385,92	28985,15
468,47	27961,95	465,92	29760,49
554,47	27799,87	551,07	30227,90

F2 – Condição de 8°

Redução de 8%

CP1		CP2	
Tempo(s)	Carga (N)	Tempo (s)	Carga(N)
0	0	0	0
23,71	1435,31	23,45	1546,89
27,12	3691,59	27,11	3803,36
32,23	5694,90	32,62	5806,49
44,71	8383,25	45,44	8210,56
129,71	8326,10	130,44	7835,57
207,71	7914,63	208,44	7726,48
327,71	7759,59	328,44	7802,96
437,71	7736,52	438,44	7908,28
567,71	7674,40	567,69	7844,84

Redução de 15%

CP1		CP2	
Tempo(s)	Carga (N)	Tempo (s)	Carga(N)
0	0	0	0
24,46	2259,83	24,02	2295,50
31,05	6018,36	30,71	6053,46
41,78	11027,64	41,71	11061,09
60,65	15532,25	61,06	15396,56
138,65	14427,41	139,06	14836,76
235,65	14032,13	236,06	13578,25
336,65	13996,46	337,06	13404,90
444,65	13913,07	445,06	13387,06
572,65	13692,75	572,87	13257,78

F3 – Condição de 20°

Redução de 8%

CP1		CP2	
Tempo(s)	Carga (N)	Tempo (s)	Carga(N)
0	0	0	0
21,00	79,48	21,19	503,12
23,52	2588,23	23,01	3017,65
26,69	5853,16	26,47	6282,61
37,14	9539,92	38,73	9663,53
122,14	9353,94	123,73	9335,69
227,14	9303,15	228,73	9277,51
325,14	9482,84	326,73	9376,97
443,14	9428,65	444,73	9375,51
572,14	9315,33	573,06	9403,98

Redução de 15%

CP1		CP2	
Tempo(s)	Carga (N)	Tempo (s)	Carga(N)
0	0	0	0
21,81	1334,35	21,77	1343,75
25,24	7632,45	25,33	7638,50
30,42	13659,01	30,58	13663,89
53,02	19291,49	53,85	19198,39
135,02	19490,92	135,85	19428,60
228,02	19508,29	228,85	19881,64
321,02	19444,81	321,85	20025,84
464,02	19408,48	464,85	20157,41
573,02	19523,69	573,26	20188,73

Anexo G – Tabelas dos Valores de Microdureza Vickers das Camadas das Barras Trefiladas

G1 – Condição de 3° - 8%

Camada Externa

Distância (mm)	Microdureza (kgf/mm ²)		
	1ªMedida	2ªMedida	3ªMedida
-0,25	205,74	218,56	224,16
0,20	206,54	-	214,06
0,90	204,74	209,26	209,66
1,65	197,64	209,86	214,96
2,35	196,94	210,56	211,56
3,10	195,24	204,76	205,36
3,90	198,94	205,46	207,06
4,40	196,46	196,46	196,46

Camada Meio

Distância (mm)	Microdureza (kgf/mm ²)		
	1ªMedida	2ªMedida	3ªMedida
-0,25	217,06	214,06	222,36
0,20	217,46	-	214,06
0,90	217,26	219,96	219,46
1,65	207,26	200,66	215,36
2,35	208,16	202,96	210,46
3,10	200,06	194,56	200,86
3,90	187,36	185,86	204,26
4,40	196,46	196,46	196,46

Camada Central

Distância (mm)	Microdureza (kgf/mm ²)	
	1ªMedida	2ªMedida
-0,25	230,56	230,86
0,20	224,46	226,76
0,90	231,76	225,26
1,65	226,76	220,76
2,35	212,86	212,66
3,10	216,26	202,96
3,90	208,86	194,86
4,40	196,46	196,46

G2 – Condição de 3° - 15%

Camada Externa

Distância (mm)	Microdureza (kgf/mm ²)		
	1ªMedida	2ªMedida	3ªMedida
-0,22	213,06	202,46	227,46
0,22	226,96	204,26	227,36
1,73	212,16	200,76	223,46
3,25	207,56	199,66	219,96
4,76	206,76	207,96	209,96
6,28	204,36	193,76	215,26
7,90	204,16	194,56	214,26
8,35	196,46	196,46	196,46

Camada Meio

Distância (mm)	Microdureza (kgf/mm ²)		
	1ªMedida	2ªMedida	3ªMedida
-0,22	236,36	239,86	238,86
0,22	228,66	246,56	242,76
1,73	229,46	238,16	234,66
3,25	226,86	232,26	224,96
4,76	209,46	223,56	217,46
6,28	213,46	223,86	216,36
7,90	200,76	204,26	195,86
8,35	196,46	196,46	196,46

Camada Central

Distância (mm)	Microdureza (kgf/mm ²)	
	1ªMedida	2ªMedida
-0,22	261,96	224,86
0,22	265,26	-
1,73	253,66	226,56
3,25	252,46	226,26
4,76	236,66	216,96
6,28	218,46	195,26
7,90	198,66	190,56
8,35	196,46	196,46

G3 – Condição de 8° - 8%

Camada Externa

Distância (mm)	Microdureza (kgf/mm ²)		
	1ªMedida	2ªMedida	3ªMedida
-0,22	212,36	223,46	221,66
0,13	202,16	229,46	221,56
0,55	201,36	225,26	228,06
0,95	208,06	224,06	215,56
1,40	205,06	-	220,86
1,65	200,96	219,16	211,16
1,95	196,76	211,06	206,16
2,25	196,46	196,46	196,46

Camada Meio

Distância (mm)	Microdureza (kgf/mm ²)		
	1ªMedida	2ªMedida	3ªMedida
-0,22	213,16	241,86	229,26
0,13	206,56	241,26	225,76
0,55	214,76	233,06	212,86
0,95	215,76	234,66	-
1,40	208,26	-	209,46
1,65	204,46	224,06	207,26
1,95	201,66	217,46	197,36
2,25	196,46	196,46	196,46

Camada Central

Distância (mm) x	Microdureza (kgf/mm ²)	
	1ªMedida	2ªMedida
-0,22	212,86	243,16
0,13	202,46	234,00
0,55	208,36	228,56
0,95	204,56	224,66
1,40	211,76	-
1,65	186,86	213,06
1,95	198,26	210,96
2,25	196,46	196,46

G4 – Condição de 8° - 15%

Camada Externa

Distância (mm)	Microdureza (kgf/mm ²)		
	1ªMedida	2ªMedida	3ªMedida
-0,22	219,24	231,06	219,06
0,13	216,34	231,96	210,16
0,75	211,46	224,66	208,66
1,55	201,84	220,26	221,46
2,25	207,44	213,06	206,36
2,85	-	213,86	204,16
3,45	195,94	210,56	204,76
3,75	196,46	196,46	196,46

Camada Meio

Distância (mm)	Microdureza (kgf/mm ²)		
	1ªMedida	2ªMedida	3ªMedida
-0,22	213,46	230,06	245,26
0,13	226,16	225,66	247,06
0,75	217,06	227,26	240,16
1,55	206,86	222,66	234,86
2,25	201,76	216,36	227,06
2,85	199,86	211,56	221,36
3,45	189,36	209,56	212,76
3,75	196,46	196,46	196,46

Camada Central

Distância (mm)	Microdureza (kgf/mm ²)	
	1ªMedida	2ªMedida
-0,22	226,79	254,86
0,13	251,56	260,56
0,75	235,26	247,56
1,55	222,26	239,86
2,25	203,66	234,16
2,85	199,16	215,66
3,45	194,96	205,66
3,75	196,46	196,46

G5 – Condição de 20° - 8%

Camada Externa

Distância (mm)	Microdureza (kgf/mm ²)		
	1ªMedida	2ªMedida	3ªMedida
-0,23	229,84	231,21	236,26
0,03	227,74	234,81	236,36
0,28	226,24	-	246,66
0,53	230,94	248,21	245,66
0,83	245,74	211,21	249,06
1,38	224,24	209,31	222,06
1,88	197,44	188,41	184,76
2,13	196,46	196,46	196,46

Camada Meio

Distância (mm)	Microdureza (kgf/mm ²)		
	1ªMedida	2ªMedida	3ªMedida
-0,23	217,46	253,80	242,76
0,03	214,06	-	228,36
0,28	213,16	237,00	227,06
0,53	211,16	242,20	235,86
0,83	209,86	239,70	-
1,38	200,86	206,10	212,86
1,88	195,56	220,80	209,26
2,13	196,46	196,46	196,46

Camada Central

Distância (mm)	Microdureza (kgf/mm ²)	
	1ªMedida	2ªMedida
-0,23	221,30	215,00
0,03	224,56	218,66
0,28	-	218,86
0,53	212,66	219,86
0,83	195,96	182,46
1,38	202,46	181,96
1,88	209,06	200,66
2,13	196,46	196,46

G6 – Condição de 20° - 15%

Camada Externa

Distância (mm)	Microdureza (kgf/mm ²)		
	1ªMedida	2ªMedida	3ªMedida
-0,20	284,16	270,66	265,76
0,08	275,16	272,46	276,46
0,58	285,26	258,46	266,06
1,08	279,56	264,86	233,36
1,33	275,16	266,86	219,76
2,30	198,66	224,46	195,46
3,23	199,56	219,76	193,66
3,48	196,46	196,46	196,46

Camada Meio

Distância (mm)	Microdureza (kgf/mm ²)		
	1ªMedida	2ªMedida	3ªMedida
-0,20	261,96	253,10	259,56
0,08	251,56	247,26	248,96
0,58	257,76	-	233,16
1,08	247,36	215,26	227,66
1,33	238,06	229,76	217,16
2,30	216,06	230,56	191,36
3,23	184,16	190,46	188,79
3,48	196,46	196,46	196,46

Camada Central

Distância (mm)	Microdureza (kgf/mm ²)	
	1ªMedida	2ªMedida
-0,20	281,70	270,16
0,08	-	272,26
0,58	254,36	274,76
1,08	231,46	265,76
1,33	232,16	253,96
2,30	215,56	233,96
3,23	194,46	222,76
3,48	196,46	196,46

Obs: O hífen (-) nas tabelas acima indica as medidas que foram descartadas.

Anexo H – Tabelas dos Valores de Deformação Efetiva obtidos pela Visioplaticidade⁽²¹⁾

H1 – Condição de 3°

Redução de 8%

Ponto	Linha Média		
	LC	LM	LE
1	0,0799	0,0815	0,0974
2	0,0705	0,0713	0,0868
3	0,0484	0,0504	0,0567
4	0,0289	0,0290	0,0288
5	0,0128	0,0173	0,0130
6	0,0074	0,0071	0,0054
7	0,0024	0,0045	0,0032
8	0,0004	0,0006	0,0003

Redução de 15%

Ponto	Linha Média		
	LC	LM	LE
1	0,1662	0,1802	0,1883
2	0,1606	0,1729	0,1836
3	0,1251	0,1328	0,1441
4	0,0891	0,0949	0,1022
5	0,0683	0,0674	0,0609
6	0,0365	0,0322	0,0269
7	0,0023	0,0046	0,0028
8	0,0004	0,0008	0,0003

H2 – Condição de 8°

Redução de 8%

Ponto	Linha Média		
	LC	LM	LE
1	0,0850	0,0799	0,1057
2	0,0737	0,0636	0,0839
3	0,0570	0,0503	0,0600
4	0,0338	0,0330	0,0315
5	0,0129	0,0145	0,0077
6	0,0084	0,0127	0,0054

Redução de 15%

Ponto	Linha Média		
	LC	LM	LE
1	0,1643	0,2419	0,2550
2	0,1555	0,2294	0,2460
3	0,1378	0,1952	0,2061
4	0,0852	0,1354	0,1387
5	0,0628	0,1012	0,0972
6	0,0415	0,0749	0,0623
7	0,0194	0,0373	0,0215

H3 – Condição de 20°

Redução de 8%

Ponto	Linha Média		
	LC	LM	LE
1	0,0679	0,1052	0,1345
2	0,0571	0,0764	0,1058
3	0,0494	0,0665	0,0906
4	0,0417	0,0563	0,0749
5	0,0296	0,0398	0,0496
6	0,0094	0,0155	0,0130

Redução de 15%

Ponto	Linha Média		
	LC	LM	LE
1	0,1681	0,2374	0,3022
2	0,1657	0,2282	0,2971
3	0,1380	0,1977	0,2377
4	0,1069	0,1642	0,1690
5	0,0893	0,1358	0,1321
6	0,0411	0,0637	0,0433
7	0,0163	0,0269	0,0217
8	0,0109	0,0271	0,0122

Anexo I – Tabelas dos Gráficos das Curvas de Tensão Efetiva x Deformação Efetivas das Camadas Definidas para as Condições de Trefilação

I1 – Condição de 3º- 8%

Linha Média					
LC		LM		LE	
Def. Efet.	Tens.Ef.	Def. Efet.	Tens.Ef.	Def. Efet.	Tens.Ef.
0,1599	655,09	0,1615	624,07	0,1774	627,73
0,1505	649,07	0,1513	618,43	0,1668	622,48
0,1284	633,64	0,1304	605,69	0,1367	605,88
0,1089	618,07	0,1090	590,63	0,1088	587,32
0,0928	603,31	0,0973	581,36	0,0930	574,98
0,0874	597,84	0,0871	572,36	0,0854	568,27
0,0824	592,58	0,0845	570,00	0,0832	566,30
0,0804	590,31	0,0806	566,18	0,0803	563,62
0,0750	584,17	0,0750	560,51	0,0750	558,36
0,0500	549,41	0,0500	529,55	0,0500	528,41
0,0250	494,71	0,0250	480,55	0,0250	480,87
0,0100	430,67	0,0100	422,65	0,0100	424,53
0,0075	412,32	0,0075	405,96	0,0075	408,24
0,0050	387,79	0,0050	383,54	0,0050	386,34
0,0025	349,18	0,0025	348,05	0,0025	351,58
0,0015	323,63	0,0015	324,40	0,0015	328,37

I2 – Condição de 3º- 15%

Linha Média					
LC		LM		LE	
Def.Efet.	Tens.Ef.	Def.Efet.	Tens.Ef.	Def.Efet.	Tens.Ef.
0,2462	706,96	0,2602	691,46	0,2683	631,45
0,2406	704,39	0,2529	688,54	0,2636	630,09
0,2051	686,81	0,2128	671,16	0,2241	617,50
0,1691	666,15	0,1749	651,92	0,1822	601,80
0,1483	652,41	0,1474	635,57	0,1409	582,89
0,1165	627,95	0,1122	610,37	0,1069	563,21
0,0823	594,29	0,0846	585,38	0,0828	545,63
0,0804	592,12	0,0808	581,34	0,0803	543,54
0,0750	585,64	0,0750	574,98	0,0750	538,94
0,0500	549,21	0,0500	541,43	0,0500	512,45
0,0250	492,10	0,0250	488,54	0,0250	470,15
0,0100	425,62	0,0100	426,46	0,0100	419,54
0,0075	406,66	0,0075	408,65	0,0075	404,80
0,0050	381,36	0,0050	384,80	0,0050	384,90
0,0025	341,71	0,0025	347,21	0,0025	353,13
0,0015	315,58	0,0015	322,29	0,0015	331,76

I3 – Condição de 8º- 8%

Linha Média					
LC		LM		LE	
Def.Efet.	Tens.Ef.	Def.Efet.	Tens.Ef.	Def.Efet.	Tens.Ef.
0,1650	634,80	0,1599	652,96	0,1857	654,47
0,1537	628,50	0,1436	642,59	0,1639	642,92
0,1370	618,30	0,1303	633,40	0,1400	628,63
0,1138	602,30	0,1130	620,08	0,1115	608,51
0,0929	585,27	0,0945	603,83	0,0877	588,05
0,0884	581,18	0,0927	602,10	0,0854	585,84
0,0750	567,84	0,0750	583,36	0,0750	575,05
0,0500	536,20	0,0500	549,18	0,0500	542,72
0,0250	486,14	0,0250	495,33	0,0250	491,61
0,0100	427,06	0,0100	432,16	0,0100	431,35
0,0075	410,04	0,0075	414,04	0,0075	414,00
0,0050	387,19	0,0050	389,78	0,0050	390,73
0,0025	351,04	0,0025	351,56	0,0025	353,93
0,0015	326,98	0,0015	326,23	0,0015	329,45

I4 – Condição de 8º- 15%

Linha Média					
LC		LM		LE	
Def.Efet.	Tens.Ef.	Def.Efet.	Tens.Ef.	Def.Efet.	Tens.Ef.
0,2443	698,70	0,3219	679,12	0,3350	659,09
0,2355	694,79	0,3094	675,42	0,3260	656,77
0,2178	686,51	0,2752	664,65	0,2861	645,84
0,1652	658,03	0,2154	642,68	0,2187	623,90
0,1428	643,47	0,1812	627,59	0,1772	607,27
0,1215	627,79	0,1549	614,21	0,1423	590,38
0,0994	608,69	0,1173	591,22	0,1015	565,26
0,0750	583,01	0,0750	556,01	0,0750	543,69
0,0500	547,87	0,0500	525,90	0,0500	516,07
0,0250	492,64	0,0250	478,16	0,0250	472,06
0,0100	428,08	0,0100	421,63	0,0100	419,58
0,0075	409,62	0,0075	405,30	0,0075	404,34
0,0050	384,93	0,0050	383,36	0,0050	383,80
0,0025	346,13	0,0025	348,56	0,0025	351,07
0,0015	320,48	0,0015	325,33	0,0015	329,11

I5 – Condição de 20º- 8%

Linha Média					
LC		LM		LE	
Def.Efet.	Tens.Ef.	Def.Efet.	Tens.Ef.	Def.Efet.	Tens.Ef.
0,1479	618,21	0,1852	671,48	0,2145	706,88
0,1371	611,60	0,1564	654,59	0,1858	691,32
0,1294	606,64	0,1465	648,16	0,1706	682,26
0,1217	601,42	0,1363	641,21	0,1549	672,13
0,1096	592,58	0,1198	628,86	0,1296	653,88
0,0897	576,08	0,0955	607,78	0,0930	621,12
0,0750	561,67	0,0750	586,06	0,0750	600,77
0,0500	530,41	0,0500	551,36	0,0500	564,22
0,0250	480,96	0,0250	496,74	0,0250	506,81
0,0100	422,59	0,0100	432,75	0,0100	439,79
0,0075	405,77	0,0075	414,42	0,0075	420,63
0,0050	383,19	0,0050	389,89	0,0050	395,04
0,0025	347,46	0,0025	351,26	0,0025	354,85
0,0015	323,68	0,0015	325,69	0,0015	328,31

I6 – Condição de 20º- 15%

Linha Média					
LC		LM		LE	
Def.Efet.	Tens.Ef.	Def.Efet.	Tens.Ef.	Def.Efet.	Tens.Ef.
0,2481	748,82	0,3174	706,12	0,3822	781,76
0,2457	747,59	0,3083	703,02	0,3771	780,00
0,2180	732,50	0,2777	691,96	0,3177	758,00
0,1869	713,56	0,2442	678,60	0,2490	727,75
0,1693	701,65	0,2158	666,02	0,2121	708,50
0,1211	662,76	0,1437	626,24	0,1233	647,08
0,0963	637,30	0,1069	598,77	0,1017	626,63
0,0909	631,14	0,1071	598,92	0,0922	616,42
0,0750	610,79	0,0750	567,49	0,0750	595,52
0,0500	570,04	0,0500	533,67	0,0500	556,51
0,0250	506,57	0,0250	480,47	0,0250	495,65
0,0100	433,38	0,0100	418,20	0,0100	425,28
0,0075	412,66	0,0075	400,36	0,0075	405,32
0,0050	385,13	0,0050	376,51	0,0050	378,77
0,0025	342,24	0,0025	338,98	0,0025	337,34
0,0015	314,19	0,0015	314,14	0,0015	310,19

**Anexo J – Tabelas dos Gráficos contendo os Resultados das Simulações
Considerando o Efeito do Caminho de Deformação**

J1 – Dados de Deformação Efetiva

Ponto	Condição	
	03G08P	03G15P
1	0,0862	0,1640
2	0,0884	0,1644
3	0,0952	0,1667
4	0,1023	0,1717
5	0,1063	0,1787
6	0,1030	0,1826

Ponto	Condição	
	08G08P	08G15P
1	0,0893	0,1670
2	0,0927	0,1723
3	0,1042	0,1914
4	0,1308	0,2212
5	0,1884	0,2417
6	0,2047	0,2437

Ponto	Condição	
	20G08P	20G15P
1	0,0983	0,1815
2	0,1009	0,1865
3	0,1106	0,2084
4	0,1381	0,2610
5	0,2453	0,4129
6	0,8539	0,6007

J2 – Dados de Tensão Efetiva (MPa)

Ponto	Condição	
	03G08P	03G15P
1	291,95	40,98
2	247,49	101,26
3	200,98	199,57
4	209,93	310,89
5	440,86	567,69
6	443,92	404,27

Ponto	Condição	
	08G08P	08G15P
1	370,50	350,42
2	345,47	308,03
3	261,27	258,82
4	125,92	198,93
5	388,17	576,96
6	657,42	619,18

Ponto	Condição	
	20G08P	20G15P
1	322,34	292,49
2	302,02	248,85
3	207,89	222,19
4	81,97	117,60
5	452,82	709,11
6	1061,55	849,46

J3 – Dados de Tensão Residual Radial (MPa)

Ponto	Condição	
	03G08P	03G15P
1	-352,94	-396,66
2	-306,95	-347,57
3	-223,39	-251,23
4	-140,04	-160,22
5	-67,25	-80,59
6	-4,98	-8,35

Ponto	Condição	
	08G08P	08G15P
1	-207,44	-402,08
2	-175,58	-328,07
3	-119,42	-221,86
4	-75,45	-142,81
5	-49,91	-70,51
6	-5,74	-6,64

Ponto	Condição	
	20G08P	20G15P
1	-166,42	-281,68
2	-145,08	-235,92
3	-106,83	-161,23
4	-72,24	-110,42
5	-60,92	-79,60
6	-11,40	-9,33

J4 – Dados de Tensão Residual Longitudinal (MPa)

Ponto	Condição	
	03G08P	03G15P
1	-807,59	-642,24
2	-668,40	-526,61
3	-446,77	-341,45
4	-135,64	-105,50
5	271,73	299,59
6	334,92	174,20

Ponto	Condição	
	08G08P	08G15P
1	-695,57	-924,61
2	-608,74	-734,42
3	-428,16	-516,03
4	-235,30	-165,91
5	254,38	375,86
6	515,15	425,77

Ponto	Condição	
	20G08P	20G15P
1	-745,88	-836,07
2	-684,75	-696,62
3	-518,99	-555,63
4	-335,89	-291,82
5	143,66	361,09
6	955,44	624,56

J5 – Dados de Tensão Residual Circunferencial (MPa)

Ponto	Condição	
	03G08P	03G15P
1	-353,08	-396,77
2	-227,69	-260,10
3	-55,63	-49,43
4	89,23	116,64
5	221,04	276,55
6	317,39	293,37

Ponto	Condição	
	08G08P	08G15P
1	-207,60	-402,50
2	-121,83	-213,34
3	-12,52	-46,43
4	23,52	77,28
5	41,98	233,83
6	347,41	337,37

Ponto	Condição	
	20G08P	20G15P
1	-166,53	-281,99
2	-107,28	-157,44
3	-24,98	-39,07
4	-0,32	8,13
5	-52,29	70,94
6	589,09	439,90

J6 – Dados de Carga (N)

Condição	Carga
03G08P	12956,84
08G08P	11933,19
20G08P	20186,04
03G15P	22009,31
08G15P	16361,44
20G15P	22833,85