



Gustavo Henrique Judice

Análise numérica da propagação de defeitos internos na laminação transversal com cunha

99/2012

CAMPINAS
2012

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

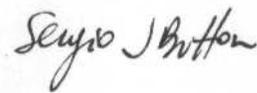
Gustavo Henrique Judice

**Análise numérica da propagação de defeitos
internos na laminação transversal com cunha**

Orientador: Prof. Dr. Sérgio Tonini Button

Dissertação de Mestrado apresentada à
Faculdade de Engenharia Mecânica da
Universidade Estadual de Campinas para
obtenção do título de Mestre em Engenharia
Mecânica, na Área de Materiais e Processos de
Fabricação

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE À VERSÃO
FINAL DA DISSERTAÇÃO DEFENDIDA PELO
ALUNO GUSTAVO HENRIQUE JUDICE, E
ORIENTADA PELO PROF. DR. SÉRGIO TONINI
BUTTON



CAMPINAS, 2012

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

J898a Judice, Gustavo Henrique
 Análise numérica da propagação de defeitos internos
 na laminação transversal com cunha / Gustavo Henrique
 Judice. --Campinas, SP: [s.n.], 2012.

 Orientador: Sérgio Tonini Button.
 Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de
 Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

 1. Conformação de metais. 2. Laminação
 (Metalurgia). 3. Metodo do elementos finitos. I. Button,
 Sérgio Tonini, 1958-. II. Universidade Estadual de
 Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III.
 Título.

Título em Inglês: Numerical analysis of internal defects propagation within cross
wedge rolled parts

Palavras-chave em Inglês: Metal forming, Rolling (Metal-work), Finite element
method

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Mestre em Engenharia Mecânica

Banca examinadora: Renato Pavanello, Roberto Bortolussi

Data da defesa: 20-07-2012

Programa de Pós Graduação: Engenharia Mecânica

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

**Análise numérica da propagação de defeitos internos na
laminação transversal com cunha**

Autor: Gustavo Henrique Judice

Orientador: Prof. Dr. Sérgio Tonini Button

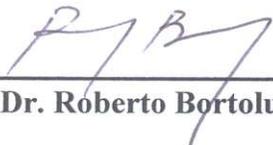
A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:



Prof. Dr. Sérgio Tonini Button, Presidente
Unicamp



Prof. Dr. Renato Pavanello
Unicamp



Prof. Dr. Roberto Bortolussi
FEI

Campinas, 20 de julho de 2012.

Dedico este trabalho aos meus pais e colegas da Engenharia.

Agradecimentos

Primeiramente a Deus, pelas oportunidades, aos meus pais e irmão.

A minha namorada Luciene pela ajuda e companheirismo.

A Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (Capes), pela bolsa de estudos concedida.

Ao Dr. Cedric Marcelo Augusto Ayala Bravo pelo suporte e apoio com o uso do software.

Ao Prof. Dr. Wiliam Regone pelo apoio e conhecimentos transmitidos.

Ao Prof. Dr. Mário Luiz Nunes da Silva pela ajuda, amizade e conhecimentos transmitidos.

A meu orientador Prof. Dr. Sérgio Tonini Button, pela oportunidade, orientação, pelos conhecimentos transmitidos e pela ajuda no desenvolvimento e conclusão desta dissertação.

Resumo

O processo de conformação denominado Laminação Transversal com Cunha, industrialmente conhecido como Cross Wedge Rolling (CWR), tem se destacado na indústria pela sua flexibilidade, produtividade e economia de material, porém pode apresentar defeitos internos que, em alguns casos, inviabiliza a utilização dos produtos. É um defeito de difícil avaliação quanto a sua formação e propagação e ainda não se desenvolveu um mapa de processamento que represente de forma precisa e consistente as condições em que o defeito pode aparecer. Este estudo apresenta resultados dos campos de deformação plástica, tensão, temperatura e do aspecto do desenvolvimento de defeitos internos, acrescentados ao tarugo, através de simulações do processo de laminação transversal com cunha. O estudo se desenvolveu na criação de modelos de elementos finitos pelo software comercial Abaqus® versão 6.9-2, que seguiram condições geométricas de um processo real. Inicialmente, modelos bidimensionais foram simulados apresentando diferentes densidades de malha. Posteriormente, modelos com um vazio central foram simulados e confirmou-se a boa correlação de seus resultados com os encontrados na literatura. Na sequência, um modelo com propriedades de porosidade indicou que a região central do tarugo apresentou a maior densidade de vazios. Também foram simulados modelos com vazios e inclusões de diferentes tamanhos, disposições e formas, com destaque para a região em volta das inclusões, por apresentar a formação de vazios. Por último, foram simulados dois modelos tridimensionais, um apresentando um vazio interno no centro do tarugo, que apresentou os campos de tensão, de deformação plástica e de temperatura parecidos com o do modelo bidimensional correspondente, porém com valores maiores. O outro modelo tridimensional apresentou propriedades de porosidade e indicou que a maior probabilidade de formação de defeitos se concentrou na extensão longitudinal central do tarugo. Os maiores níveis de temperatura, deformação plástica e tensão foram presentes na região central do tarugo, tanto nos modelos bidimensionais quanto nos tridimensionais, indicando que essa região apresentou os maiores níveis de sollicitação, o que pode favorecer o surgimento dos defeitos internos.

Palavras Chave: Conformação mecânica, Laminação Transversal com Cunha, elementos finitos.

Abstract

Cross Wedge Rolling is a metal forming process which has become very important in the industry for its flexibility, productivity and material savings, although presenting the critical problem of internal defects generation which restricts the use of rolled products, since it is very difficult to asset the defects formation and propagation and it was still not found a processing map to represent CWR with precise and consistent conditions with which the defect should or should not appear. In this study some numerical results are presented in terms of plastic strain, stress, temperature and the development of internal defects within the billet. These results were obtained with different finite element models developed with the commercial software Abaqus Version 6.9-2 by simulating materials with different internal characteristics, representing geometric conditions identified in the actual process. Initially two-dimensional models were simulated with different mesh densities; then, models with a central void were simulated and a good relationship was found with the results found in the literature. Then a model was simulated to characterize the porosity of the material, and was verified that the porosity is concentrated at the center of billet. Other models were also simulated with voids and inclusions of different sizes, distributions and shapes which were added manually. These models showed similar results, and the models with inclusions developed voids within the metallic matrix. Finally, two models (three-dimensional) were simulated, one with an internal void in the center of the billet, which showed the development of stress fields, plastic deformation and temperature similar to that corresponding two-dimensional model, but with higher values. The other three-dimensional model, which presented properties of porosity, showed that the highest probability of defect formation focused in the central and longitudinal extent region of the billet. All models showed that the central region of the billet presents the highest levels of temperature, plastic strain and stress probably favoring the initiation of internal defects.

Key Words: Metal forming, Cross Wedge Rolling, finite elements.

Lista de Ilustrações

Figura 2.1: Classificação clássica dos processos de conformação segundo a solicitação externa (adaptado de Gruning, 1973).....	3
Figura 2.2: Modelo de um processo LTC (adaptado de Li, 2003).	5
Figura 2.3: Cinco diferentes variações do processo LTC (adaptado de Li et al., 2004).	5
Figura 2.4: Processo LTC em que ocorre o aumento do diâmetro do tarugo (Pater, 1998).....	6
Figura 2.5: Na parte superior da figura, estrutura das ferramentas do processo LTC e, na parte inferior, etapas da deformação do tarugo (adaptado de Dong et al., 2000-a).....	6
Figura 2.6: Parâmetros geométricos da ferramenta do processo LTC(adaptado de Li, 2003).	9
Figura 2.7: Defeitos comuns do processo LTC (adaptado de Li et al., 2002).....	9
Figura 2.8: Vazios internos em seções transversais: (a) oriundo de processos com dois rolos ou ferramentas planas e (b) de ferramentas com três rolos(Gentile, 2004).	11
Figura 2.9: Desenvolvimento microscópico de vazios (adaptado de Li et al., 2002).....	13
Figura 2.10: Variação da densidade de malha, da direita para esquerda se tem as malhas nomeadas de: fina, moderada e grossa (Altenhof et al., 2004).....	16
Figura 2.11: Na esquerda, representação do processo de laminação apresentando vazios internos e, na direita, modelo para estudos com o método de elementos finitos (Chen, 2006).	17
Figura 2.12: Modelo simulado de uma inclusão envolta pelo material da matriz metálica (Ervasti et al., 2005).	18
Figura 2.13: Modelagem numérica de um material com inclusões, (a) inclusão circular, (b) inclusão quadrada e (c) inclusão triangular (Yu et al., 2009).....	19
Figura 2.14: Interação do campo de tensão de duas diferentes inclusões na matriz metálica (Dixin et al., 2009).	20
Figura 2.15: Modelo de elementos finitos do processo LTC (Dong et al., 2000-b).....	21
Figura 2.16: Modelo de elementos finitos do processo LTC com dois rolos (Wang, et al., 2009).	23
Figura 2.17: Diferentes etapas da simulação do processo de LTC (Li et al., 2004).....	24
Figura 2.18: Esquema do processo LTC simulado com os pontos utilizados para obtenção dos resultados numéricos no tarugo (Regone et al., 2009).	25

Figura 2.19: Exemplo do uso de malha adaptativa: (a) representa o aspecto final de um modelo sem a malha adaptativa e (b) com o uso do recurso de malha adaptativa (Dassault, 2009-b).	27
Figura 3.1: Curvas tensão versus deformação do aço microligado 38MnSiVS5 para diferentes temperaturas e taxas de deformação (obtidos especificamente para este projeto).	38
Figura 3.2: Esquema geral da montagem bidimensional do processo de LTC.	40
Figura 3.3: Primeiros modelos formulados para determinar a densidade da malha com melhor relação de tempo de simulação e precisão dos resultados.	43
Figura 3.4: Modelos utilizados para comparação do processo numérico com destaque a malha da região central do tarugo com: (a) representando o modelo de LTC com as ferramentas planas e (b) representando o modelo de LTC com três rolos cilíndricos.	44
Figura 3.5: Corte longitudinal de barra do aço microligado 38MnSiVS5 no qual se destacam os vazios analisados pelo software ImageJ.	46
Figura 3.6: Tarugo modelado com um vazio interno de diâmetro igual a 20 μ m.	47
Figura 3.7: Tarugo modelado com vazio interno de diâmetro igual a 1,2mm.	47
Figura 3.8: Tarugos modelados com vazios internos de diâmetro igual a 0,6mm: (a) um vazio central, (b) quatro vazios e (c) com cinco vazios.	48
Figura 3.9: Imagem proveniente do aço microligado 38MnSiVS5 utilizada para análise micrográfica de vazios. O vazio destacado pelo círculo representa o maior vazio da imagem. ...	50
Figura 3.10: Tarugos modelados com uma inclusão central: (a) inclusão circular, (b) inclusão quadrática e (c) inclusão triangular.	52
Figura 3.11: Tarugos modelados com quatro inclusões centrais: (a) inclusões circulares, (b) inclusões quadráticas e (c) inclusões triangulares.	54
Figura 3.12: Tarugos modelados com cinco inclusões centrais: (a) inclusões circulares, (b) inclusões quadráticas e (c) inclusões triangulares.	55
Figura 3.13: Tarugo com a região central modelado com quatro inclusões de diferentes configurações geométricas.	57
Figura 3.14: Aspecto do modelo tridimensional do processo LTC.	58
Figura 3.15: Dimensões da ferramenta e do tarugo no modelo tridimensional.	59
Figura 3.16: Aspecto da malha adotada nos modelos tridimensionais.	60
Figura 4.1: Representação dos pontos utilizados para análise de resultados.	61
Figura 4.2: Comparação dos resultados dos “Modelos I” em três diferentes pontos.	62

Figura 4.3: Comparação de resultados numéricos com resultados bibliográficos de vazios internos no centro do tarugo para diferentes configurações de ferramentas do processo LTC.....	63
Figura 4.4: Resultados obtidos ao longo do processo no modelo “LTC2D 6”.....	64
Figura 4.5: Resultados em três diferentes pontos do modelo “LTC 2D 6”.....	65
Figura 4.6: Curva tensão versus deformação do ponto central do modelo “LTC2D 6”.....	67
Figura 4.7: Resultados obtidos ao longo do processo oriundos do modelo com porosidade.....	68
Figura 4.8: Resultados da intensidade da porosidade em diferentes pontos do modelo.....	68
Figura 4.9: Comparação em três diferentes pontos dos valores de temperatura, deformação plástica efetiva e tensão Mises do modelo com porosidade em relação ao modelo “LTC 2D 6”.....	70
Figura 4.10: Etapas da simulação do tarugo com vazio central de 20 μ m de diâmetro.....	71
Figura 4.11: Etapas da simulação do modelo com um vazio de diâmetro igual a 0,6mm.....	72
Figura 4.12: Etapas da simulação do modelo com um vazio de diâmetro igual a 1,2mm.....	73
Figura 4.13: Representação dos pontos adotados para obtenção dos resultados nos modelos com defeito central.....	74
Figura 4.14: Gráficos de comparação dos resultados dos modelos com um vazio.....	74
Figura 4.15: Destaque do centro do tarugo nos modelos com vazios de dimensões distintas.....	75
Figura 4.16: Resultados do ponto central do modelo com um vazio no centro do tarugo.....	76
Figura 4.17: Representação do campo de tensão Mises, em Pascal, dos modelos com o uso do recurso de escala de massa em comparação com o modelo sem o recurso a 50% do processo....	77
Figura 4.18: Representação da deformação plástica efetiva dos modelos com o uso do recurso de escala de massa em comparação com o modelo sem o recurso a 100% do processo.....	78
Figura 4.19: Representação do aspecto do vazio dos modelos com o uso do recurso de escala de massa em comparação com o modelo sem o recurso a 100% do processo.....	78
Figura 4.20: Comparação de resultados entre o modelo original sem escala de massa e o modelo com escala de massa igual a 35 em três pontos específicos.....	79
Figura 4.21: Aspecto dos campos de temperatura, tensão e deformação plástica efetiva no modelo com quatro vazios de diâmetro igual a 0,6mm.....	80
Figura 4.22: Aspecto dos campos de temperatura, tensão e deformação plástica efetiva no modelo com cinco vazios de diâmetro igual a 0,6mm.....	81
Figura 4.23: Aspecto dos vazios de 0,6mm de diâmetro para os três modelos que apresentam diferentes quantidades de vazios.....	81

Figura 4.24: Comparação dos resultados dos modelos com diferentes quantidades de vazios de diâmetro igual a 0,6mm em três pontos específicos.....	82
Figura 4.25: Resultados do modelo com uma inclusão circular dura.....	83
Figura 4.26: Resultados no modelo com uma inclusão circular macia.....	84
Figura 4.27: Resultados no modelo com uma inclusão quadrada dura.....	84
Figura 4.28: Resultados do modelo com uma inclusão quadrada macia.....	85
Figura 4.29: Resultados no modelo com uma inclusão triangular dura.....	85
Figura 4.30: Resultados no modelo com uma inclusão triangular macia.....	86
Figura 4.31: Comparação, em diferentes pontos, dos resultados dos modelos com uma inclusão.....	86
Figura 4.32: Comparação, em diferentes pontos, dos resultados dos modelos com quatro inclusões.....	87
Figura 4.33: Comparação, em diferentes pontos, dos resultados dos modelos com cinco inclusões.....	87
Figura 4.34: Vistas do centro dos tarugo dos modelos com uma inclusão.....	89
Figura 4.35: Vistas do centro dos tarugos dos modelos com quatro inclusões.....	89
Figura 4.36: Vistas do centro dos tarugos dos modelos com cinco inclusões.....	90
Figura 4.37: Resultados do modelo com quatro diferentes inclusões macias.....	91
Figura 4.38: Resultados do modelo com quatro diferentes inclusões duras.....	91
Figura 4.39: Comparação, em diferentes pontos, dos resultados dos modelos com os três diferentes tipos de inclusões.....	92
Figura 4.40: Vistas do centro dos tarugos dos modelos com quatro inclusões de diferentes formatos.....	92
Figura 4.41: Resultados dos campos de tensão, deformação plástica e temperatura do modelo tridimensional com um vazio no centro.....	93
Figura 4.42: Resultados dos campos de tensão, deformação e temperatura do modelo tridimensional com propriedades de porosidade.....	94
Figura 4.43: Representação dos pontos adotados para obtenção dos resultados no modelo com um vazio central.....	95
Figura 4.44: Representação dos pontos adotados para obtenção dos resultados no modelo com propriedades de porosidade.....	95

Figura 4.45: Comparação dos resultados dos modelos tridimensionais nos pontos analisados. ...	96
Figura 4.46: Comparação dos resultados, em pontos equivalentes, dos modelos tridimensional e bidimensional com um vazio de 0,6mm.	98
Figura 4.47: Representação das porções da simulação do processo LTC em que os resultados foram analisados.	99
Figura 4.48: Aspecto do comportamento do vazio do modelo tridimensional durante o processo LTC.....	99
Figura 4.49: Resultados dos campos de fração de volume de vazios do modelo tridimensional com propriedades de porosidade.	100
Figura 4.50: Valores das variáveis específicas ao modelo tridimensional com propriedades de porosidade.....	101

Lista de Tabelas

Tabela 3.1: Composição química nominal (% em peso) do aço microligado DIN 38MnSiVS5 (Silva et al. 2011).	37
Tabela 3.2: Dados utilizados na modelagem das propriedades do aço microligado DIN 38MnSiVS5, disponíveis no banco de dados do software FORGE 2008 (Transvalor, 2008).	37
Tabela 3.3: Parâmetros utilizados na equação de Hansel-Spittel para o aço microligado 38MnSiVS5 (Adaptado de Spittel et al., 2009).	39
Tabela 3.4: Representação da densidade da malha dos tarugos dos “Modelos I”	43
Tabela 3.5: Áreas e diâmetros dos dez maiores vazios (desconsiderado o vazio destacado em azul na Figura 3.9) presentes no aço microligado 38MnSiVS5.	51
Tabela 4.1: Tempo gasto na simulação dos “Modelos I”	63

Lista de abreviaturas e siglas

Letras Latinas

<i>B</i> - constante da equação de escoamento de Hansel-Spittel	
<i>c</i> - calor específico	[J/(kg.K)]
<i>Ct</i> - capacidade térmica	[J/K]
<i>e</i> - constante de Euler	
<i>F</i> - fator de acréscimo da densidade	
\dot{f} - mudança total da fração de volume de vazios	
<i>f</i> - fração do volume de vazios	
f_c - valor crítico da fração de volume de vazios	
f_F - valor da fração de volume de vazios em que o material falha	
\dot{f}_{gr} - mudança da fração de volume de vazios pelo crescimento dos vazios	
f_N - fração de volume dos vazios nucleados sob solicitações de tensão	
\dot{f}_{nucl} - mudança da fração de volume de vazios pela nucleação de vazios	
L^{el} - comprimento característico associado a um elemento	[m]
$m_1, m_2, m_3, m_4, m_5, m_7, m_8$ e m_9 - expoentes de condições de deformação	
<i>n</i> - número de incrementos de tempo	
<i>p</i> - pressão hidrostática	[Pa]
<i>q</i> - tensão efetiva de von Mises	[Pa]
q_1, q_2 e q_3 - parâmetros específicos do material no escoamento de Gurson-Tvergaard	
<i>r</i> - densidade relativa de um material	
<i>S</i> - tensor tensão desviadora de Cauchy	[Pa]
s_N - desvio padrão	
<i>T</i> - período de tempo de um evento simulado	[s]
<i>V</i> - volume do material	[m ³]

Letras Gregas

α - ângulo de conformação da cunha	[°]
β - ângulo de estiramento da cunha	[°]
Δr - altura da cunha na ferramenta do processo de Laminação Transversal	[m]
Δt - tempo computacional mínimo para os elementos da malha de uma simulação	[s]
δ - redução relativa	
ε - deformação logarítmica	
$\dot{\varepsilon}$ - taxa de deformação	[s ⁻¹]
$\bar{\varepsilon}_m^{pl}$ - deformação plástica equivalente	
ε_N - valor médio da distribuição normal da tensão de nucleação	
λ e μ - constantes efetivas de Lamé de um material no elemento da malha	[Pa]
ρ - densidade do material	[kg/m ³]
σ_o - tensão de escoamento de Hansel-Spittel	[Pa]
σ_y - tensão de escoamento de um material denso	[Pa]
Φ - tensão de escoamento de Gurson-Tvergaard	[Pa]

Abreviações

CWR - Cross Wedge Rolling

LTC - Laminação Transversal com Cunha

MEF - Método dos Elementos Finitos

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	1
1.1 Objetivos.....	2
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	3
2.1 Laminação Transversal com Cunha.....	4
2.1.1 Vantagens.....	7
2.2 Formação de Defeitos.....	8
2.2.2 Defeitos externos.....	10
2.2.2.1 Defeito de seção.....	10
2.2.2.2 Defeitos superficiais.....	10
2.2.3 Defeitos internos.....	11
2.3 Modelagem numérica.....	14
2.3.1 Método dos Elementos Finitos.....	14
2.3.2 Modelagem numérica de defeitos internos.....	15
2.3.3 Modelagem numérica da LTC.....	21
2.4 Abaqus 6.9-2.....	26
2.4.1 Laminação no Abaqus.....	26
2.4.2 Escala de Massa (“Mass Scaling”).....	28
2.4.3 Materiais.....	31
2.4.4 Porosidade do Metal.....	32
3 MATERIAIS E MÉTODOS.....	36
3.1 Modelagem dos materiais.....	36
3.2 Modelagem bidimensional do processo.....	40

3.3 Modelo tridimensional.....	58
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	61
5 CONCLUSÕES.....	102
Referências.....	104

1 INTRODUÇÃO

As empresas têm dado muita importância a novas tecnologias de conformação para melhorar a produtividade e a utilização dos diversos materiais. A Laminação Transversal com Cunha (LTC), industrialmente conhecido como *Cross Wedge Rolling* (CWR), tem se destacado dentre as tecnologias inovadoras e está em constante desenvolvimento (Wang, 2009).

O processo LTC é caracterizado pela deformação plástica de uma barra devido à ação de ferramentas em formato de cunha que se movem tangencialmente uma em relação à outra, sendo utilizado na produção de eixos escalonados, eixos que apresentam excentricidades e, há mais tempo, na produção de pré-formas para forjamento (Pater, 2000).

Em comparação com as práticas tradicionais de forjamento e usinagem, o processo LTC apresenta-se com muitas vantagens, como a alta produtividade, economia de material e de energia, produto altamente preciso e boas condições de processamento.

Os mecanismos de desenvolvimento da deformação plástica interna do tarugo deste processo não são atualmente claros devido à sua complexidade e assim o controle do material obtido, em muitos casos, não apresenta boas condições, principalmente pela formação de defeitos internos.

Em especial, o processo LTC apresenta três principais grupos característicos de defeitos que são: a formação de cavidades e poros, defeitos de superfície e seções com geometria diferente da esperada.

Com a intenção de melhorar a compreensão do desenvolvimento e surgimento de defeitos internos presentes nos produtos manufaturados pelo processo LTC, este trabalho utilizou o Método de Elementos Finitos para obter previsões do comportamento de campos de tensão, de deformação plástica e de temperatura, principalmente no interior dos produtos, o que é difícil de realizar experimentalmente e analiticamente devido à complexidade deste processo LTC.

Seguindo a ideologia de análises computacionais, o processo LTC físico existente no Laboratório de Conformação Mecânica da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas foi reproduzido através do software Abaqus para que fosse possível a realização das análises por elementos finitos.

Foram criados 37 modelos para este estudo, sendo sete modelos para a escolha da densidade de malha a ser adotada, dois modelos para comparação com resultados da literatura, um modelo para a análise do comportamento de porosidade do material, cinco para a análise do comportamento de vazios, vinte modelos para análise de inclusões que apresentaram os formatos circulares, quadráticos e triangulares e, por último, foram criados dois modelos tridimensionais, um para análise do comportamento de um vazio central previamente existente e outro para análise do comportamento da porosidade do material.

1.1 Objetivos

Este estudo tem como objetivo analisar a evolução de defeitos centrais (representados por vazios e inclusões) pré-existentes em um tarugo submetido ao processo LTC utilizando o Método de Elementos Finitos por intermédio do software Abaqus e assim, determinar como estes defeitos afetam os campos de tensão, de deformação plástica e de temperatura em comparação com um tarugo sem descontinuidades.

Tem-se também, como objetivo, analisar a possível causa do surgimento de defeitos no tarugo pela porosidade do material e de analisar o comportamento e o aspecto do tarugo na interface com as inclusões e vazios.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Há muitos séculos já eram usados processos de conformação como o forjamento do ferro aquecido para produção de armas e a cunhagem para a confecção de moedas e enfeites.

Atualmente, para produtos que necessitam de formas mais precisas faz-se uso da usinagem, mas este processo necessita de um tempo relativamente alto e apresenta grande perda de material, para produções em massa (Gruning, 1973).

Devido ao aperfeiçoamento de máquinas e ferramentas, o processo de conformação torna-se vantajoso, pois pode reconfigurar a forma de um produto com uma pancada de martelo ou um passe de laminação (Gruning, 1973).

Segundo Gruning (1973), os processos de conformação podem ser classicamente classificados pelo esforço predominante na deformação (Figura 2.1).

Solicitação na zona de conformação	Processo de conformação		Solicitação na zona de conformação	Processo de conformação		
Compressão	Forjamento		Tração	Trefilação		
	Extrusão			Embutimento		
	Laminação			Trefilação de copos		
	Repuxamento			Estiramento por tração		
			Peça	Compressão e tração	Dobramento	

Figura 2.1: Classificação clássica dos processos de conformação segundo a solicitação externa (adaptado de Gruning, 1973).

Os processos de conformação tendem a evoluir conforme a necessidade, desta forma, métodos são desenvolvidos na tentativa de solucionar desvantagens de processos até então utilizados.

2.1 Laminação Transversal com Cunha

O processo de conformação mecânica denominado laminação a quente refere-se a uma técnica utilizada na transformação de um material em um produto de forma adequada para que possa ser utilizado em um processo posterior, e que, dependendo da complexidade do escoamento do material e da geometria final do produto laminado, pode ser classificado em diferentes categorias. Uma destas categorias é conhecida como Laminação Transversal com Cunha (LTC) e é a base de estudo deste trabalho.

O processo LTC pertence à classe dos métodos modernos de conformação (Pater, 2000) e é classificado como um processo de conformação plástica rotativa (Pater, 1998).

Este processo tem grande popularidade na região leste da Europa e na Ásia, onde está substituindo vários equipamentos de forjamento e de fundição (Li et al., 2004).

O processo LTC dá-se pela deformação plástica a quente de um tarugo de metal pela ação de ferramentas que apresentam nas suas superfícies uma região em forma de cunha que se movem tangencialmente uma em relação à outra (Dong et al., 2000-a), Figura 2.2. Estas ferramentas deformam o tarugo até uma profundidade desejada, formando um sulco por todo o seu perímetro. Posteriormente, devido à continuidade da geometria da superfície das ferramentas, o sulco é alongado do centro para as extremidades do tarugo até um diâmetro desejado, causando a redução de seção transversal devido ao alongamento no sentido axial (Pater, 1999-a).

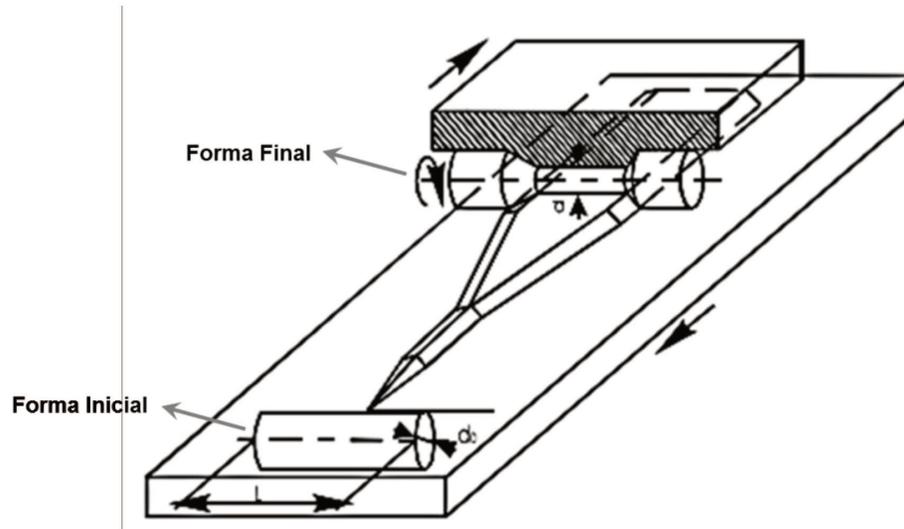


Figura 2.2: Modelo de um processo LTC (adaptado de Li, 2003).

Apesar do processo LTC com ferramentas planas ser comumente utilizado, existem outras variações, como, por exemplo, a que as ferramentas são placas cônicas, outra em que são rolos, variando de um até, normalmente, três (Silva, 2004), Figura 2.3 e o método em que as ferramentas fazem com que o tarugo tenha um aumento no seu diâmetro inicial, Figura 2.4 (Pater, 1998).

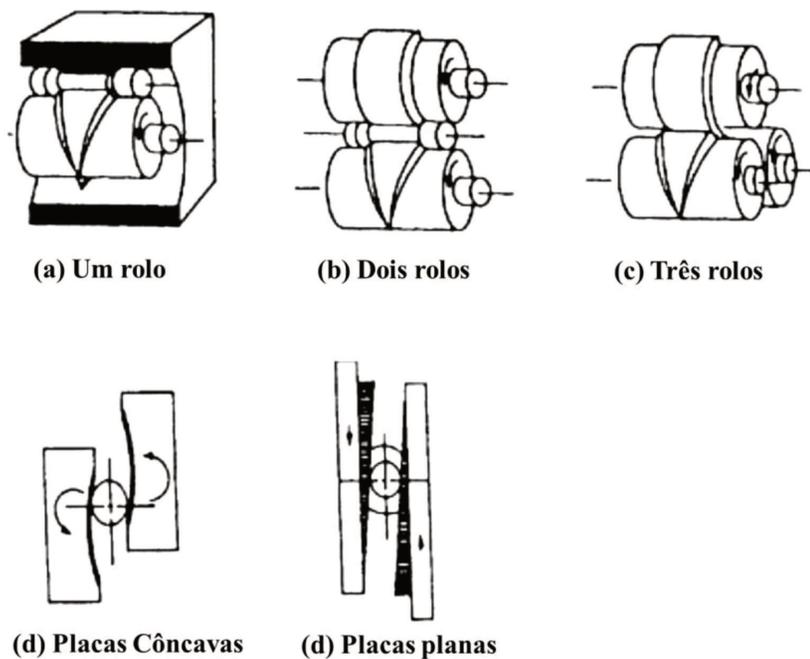


Figura 2.3: Cinco diferentes variações do processo LTC (adaptado de Li et al., 2004).

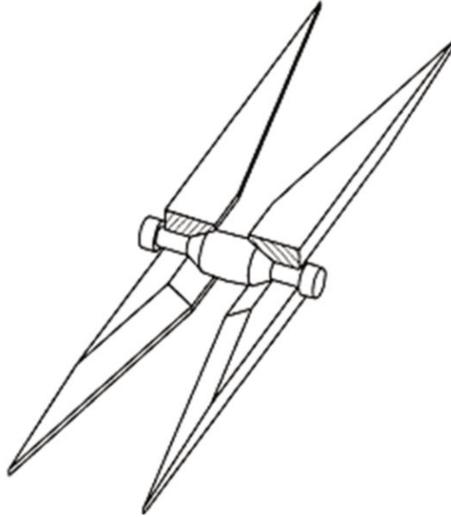


Figura 2.4: Processo LTC em que ocorre o aumento do diâmetro do tarugo (Pater, 1998).

O método de ferramentas planas apresenta quatro regiões para gerar a deformação (Figura 2.5), sendo que alguns trabalhos desconsideram a zona guia, de modo que as ferramentas apresentem apenas três regiões (Pater, 2006). A primeira região é denominada zona de fendilhamento, que é a região da cunha, sendo que sua altura tem início em zero e termina em uma medida determinada de Δr (altura máxima da cunha) e é a região da ferramenta que gera o sulco inicial no tarugo, conforme mostrado na Figura 2.5.

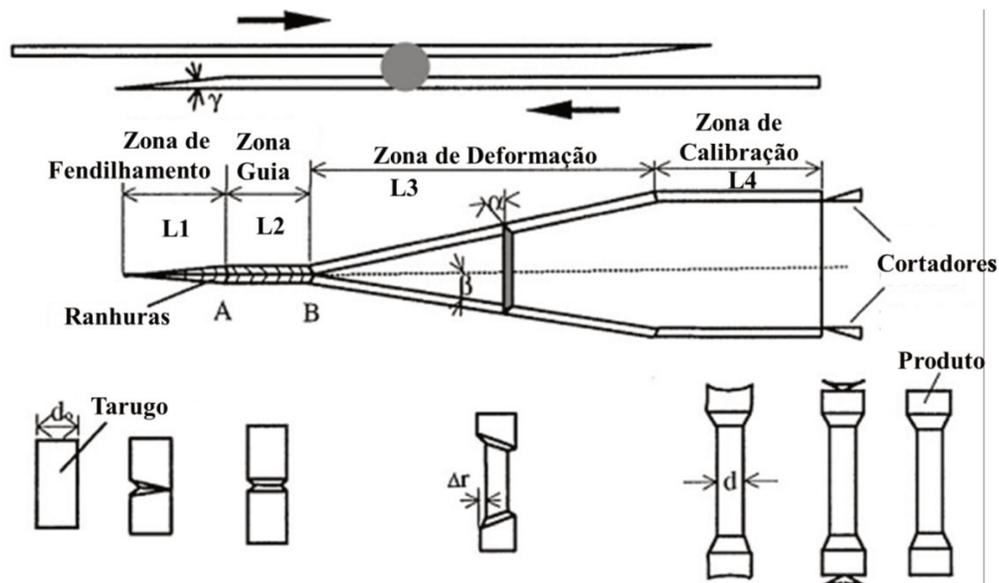


Figura 2.5: Na parte superior da figura, estrutura das ferramentas do processo LTC e, na parte inferior, etapas da deformação do tarugo (adaptado de Dong et al., 2000-a).

A segunda região, denominada zona guia, é a continuação da primeira zona e não apresenta mudanças em sua seção transversal para garantir que o sulco seja uniforme em todo o perímetro do tarugo (ver Figura 2.5). A terceira região é a zona de deformação, ou seja, é nesta região que o material é estirado e forçado a escoar para as extremidades. Esta região pode ser considerada como a mais crítica do processo, pois nela ocorre a maior parte de toda a deformação plástica a que o tarugo será submetido.

As três regiões apresentam ranhuras nas superfícies laterais para que não ocorra o deslizamento do tarugo na ferramenta.

A região final da ferramenta é a zona de calibração, que é a responsável por proporcionar o ajuste fino e a qualidade superficial do tarugo ao causar pequena deformação plástica.

Após esta última etapa, alguns métodos ainda acrescentam cortadores para separar as laterais das partes conformadas para adequar a forma final do produto ou para separar os produtos, no caso do processo gerar a conformação de mais de um produto simultaneamente (Dong et al., 2000-a; Silva, 2004; Peter, 2006).

2.1.1 Vantagens

Comparado aos processos tradicionais de usinagem, forjamento e fundição, o processo LTC apresenta as seguintes vantagens (Li, 2003):

- Alta produtividade, já que é possível produzir mais de um produto em cada etapa do processo;
- Alta qualidade do produto final, pois a geometria final do produto é alcançada em apenas uma etapa;
- Economia de energia, devido ao fato de que a forma do material a ser inicialmente utilizado no processo é simples (um tarugo), sendo aquecido um por vez e devido ao tratamento térmico da peça ser realizado utilizando a alta temperatura remanescente atingida ao final do processo;

- Automatização e baixo custo, já que a geometria do produto, o acabamento superficial e o corte das extremidades são realizados de forma automatizada pelas ferramentas em um simples passo do processo, o que faz com que o uso de outros equipamentos seja desnecessário e
- Melhor ambiente de trabalho, pois o processo LTC produz menor ruído e sucata quando comparado a outros processos e, por não precisar de outros recursos como lubrificantes.

Porém, mesmo com estas vantagens, o processo LTC não é utilizado de forma dominante sobre outros processos devido, principalmente, ao surgimento e desenvolvimento de alguns defeitos no produto que ainda são difíceis de serem controlados.

2.2 Formação de Defeitos

Alguns dos princípios envolvidos no processo LTC ainda continuam sem estudos aprofundados devido à grande complexidade dos mecanismos de deformação envolvidos (Qiang et al., 2007).

Para compreender como ocorre a deformação plástica durante as várias zonas de deformação das ferramentas do processo LTC, é importante conhecer os parâmetros destas características geométricas (Figura 2.6), como o ângulo α de conformação da cunha e o ângulo β de estiramento da cunha (Silva et al., 2011).

A redução relativa δ no tarugo, que é a razão entre o diâmetro inicial do tarugo e o seu menor diâmetro após ser laminado, também é um parâmetro importante ao processo (Silva et al., 2011).

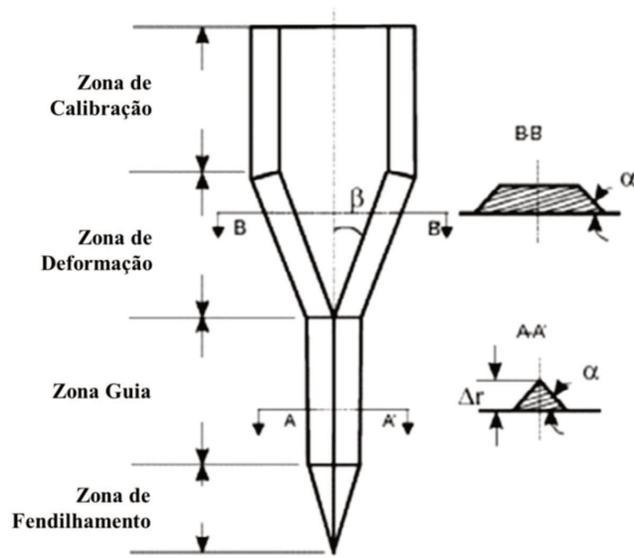


Figura 2.6: Parâmetros geométricos da ferramenta do processo LTC (adaptado de Li, 2003).

O ângulo de conformação α controla como se dá o contato entre a ferramenta e o tarugo, o ângulo de estiramento β refere-se à deformação plástica axial e a redução relativa δ está associada à redução radial, ou seja, à compressão radial à qual o tarugo estará submetido. Assim, estes parâmetros geométricos são responsáveis pela intensidade de deformação plástica à qual o tarugo é submetido e, conseqüentemente, estão relacionadas à geração de defeitos (Silva et al., 2011).

O processo LTC pode apresentar alguns defeitos superficiais conhecidos como escorregamento, estiramento, sobreposição, ranhuras em espiral e torção, e devido a defeitos internos pela formação de cavidades centrais e fissuras, Figura 2.7, (Li et al., 2002; Gentile, 2004).

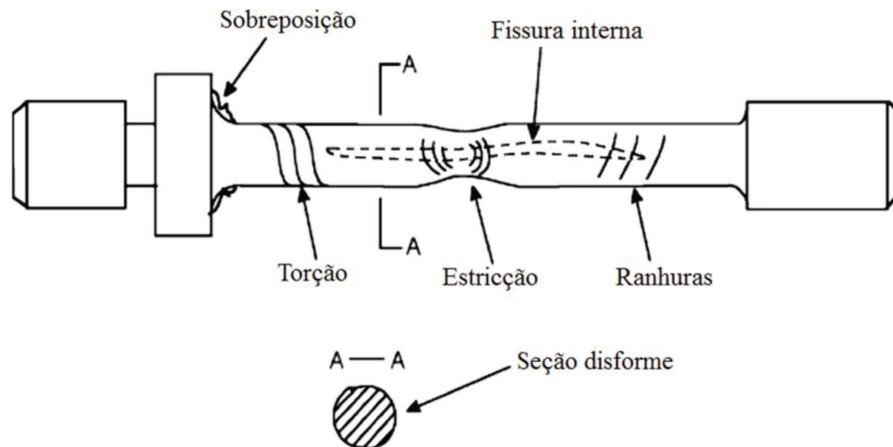


Figura 2.7: Defeitos comuns do processo LTC (adaptado de Li et al., 2002).

Além das imperfeições na superfície de um produto oriundo do processo LTC já mencionadas, existe também o fato deste produto não apresentar a geometria esperada (sendo mais um tipo de defeito do processo LTC, um defeito de seção), causado pelo escorregamento acentuado entre o tarugo e as ferramentas (Li et al.,2002).

2.2.2 Defeitos externos

2.2.2.1 Defeito de seção

O resultado de uma geometria diferente da esperada em um produto que foi submetido ao processo LTC ocorre pela relação de forças que existem na interface ferramenta-tarugo.

Se a força tangencial que está agindo no tarugo for maior que a força normal, o tarugo não rotaciona, mas desliza entra as ferramentas, não ocorrendo a deformação axial que é o objetivo do processo (Li et al.,2002).

2.2.2.2 Defeitos superficiais

Os defeitos que mais ocorrem na superfície de um produto manufaturado pelo processo LTC são: formação de ranhuras em espiral, torção, excesso de afinamento ou estricção, e sobreposição (Li et al.,2002).

As ranhuras em espiral são os defeitos externos mais comuns no processo LTC, sendo que ocorrem devido à intensidade da redução relativa δ a que o tarugo é submetido (Silva, 2004).

Os defeitos de torção, ou ranhuras de torção, apresentam o mesmo princípio de formação do defeito de ranhura em espiral, diferenciando-se apenas por serem mais intensos.

Ambos os defeitos de torção e de ranhura em espiral podem ocorrer pela abertura de fissuras pré-existentes próximas a superfície do tarugo (Gentile, 2004; Li et al., 2002), ou devido ao serrilhado existente nas ferramentas ser muito profundo (Gentile, 2004).

O estiramento é um defeito no qual ocorre a redução indesejada do diâmetro do tarugo, podendo até causar sua ruptura, principalmente na região central (Li et al., 2002; Silva, 2004). Este estiramento deve-se às tensões de tração resultantes das forças axiais apresentarem valores maiores que o limite de escoamento do material do tarugo (Li et al., 2002).

Já o defeito de sobreposição de material, também conhecido como defeito de dobra, é formado quando se utilizam ferramentas que apresentam ângulos da cunha menores ou próximos de 90° (Gentile, 2004; Li et al., 2002).

2.2.3 Defeitos internos

O defeito que apresenta maior ocorrência nos produtos manufacturados pelo processo LTC é a formação de vazios no seu interior (Figura 2.8). Estes vazios podem ser associados à formação de cavidades internas e fissuras que se desenvolvem e acarretam a perda de resistência do produto, podendo levar a sua ruptura (Gentile, 2004; Li et al., 2002).

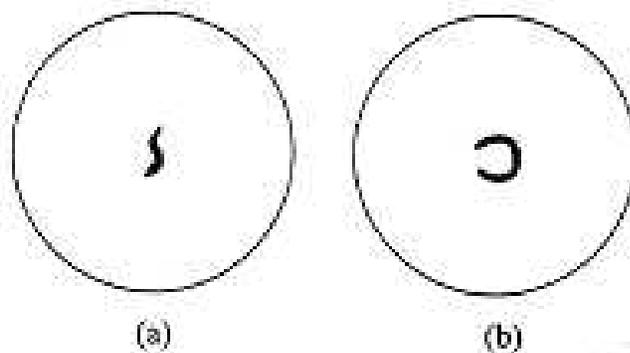


Figura 2.8: Vazios internos em seções transversais: (a) oriundo de processos com dois rolos ou ferramentas planas e (b) de ferramentas com três rolos (Gentile, 2004).

Este tipo de defeito também é conhecido como “efeito Mannesmann” e tem grande importância no processo já que pode se estender por toda a região da peça (Silva, 2004).

Segundo Li et al. (2004) os mecanismos para a formação destes defeitos internos podem ser atribuídos a várias possíveis causas:

- À tensão de tração na parte central do corpo de prova;
- À tensão de cisalhamento causada pela ação das ferramentas de conformação e
- À fadiga de baixo ciclo que se desenvolve durante o processo de laminação.

O método mais aceito para explicar as cavidades centrais é o que as explica como sendo o resultado da fadiga de baixo ciclo do material, como descrito por Li et al. (2002) e Pater et al. (1999-b), que associam este defeito ao fato da região central do tarugo estar submetido à rotação e a grandes tensões provenientes da compressão na direção normal à superfície da ferramenta e à tração na direção lateral.

Após o tarugo girar 90°, as regiões que estavam sob compressão passam a ficar sob tração e o inverso ocorre para as regiões que estavam sob tração. Tais ciclos alternados de compressão e tração causam trincas de fadiga no material após as várias rotações causadas pelo processo (Pater et al., 1999-b).

Li et al. (2002) ainda descrevem que se tensões de tração forem grandes o suficiente em magnitude, podem favorecer a nucleação e a aceleração do crescimento de vazios (fazendo com que o material da matriz se torne mais frágil na direção da maior tensão principal) e se a distância entre dois defeitos for similar ao seu comprimento, estas tensões de tração provenientes da estricção do tarugo podem, ainda, coalescer estes defeitos (Figura 2.9 (b)), com a tensão de cisalhamento sendo, provavelmente, a força motriz para a agregação, movimento e deformação dos vazios.

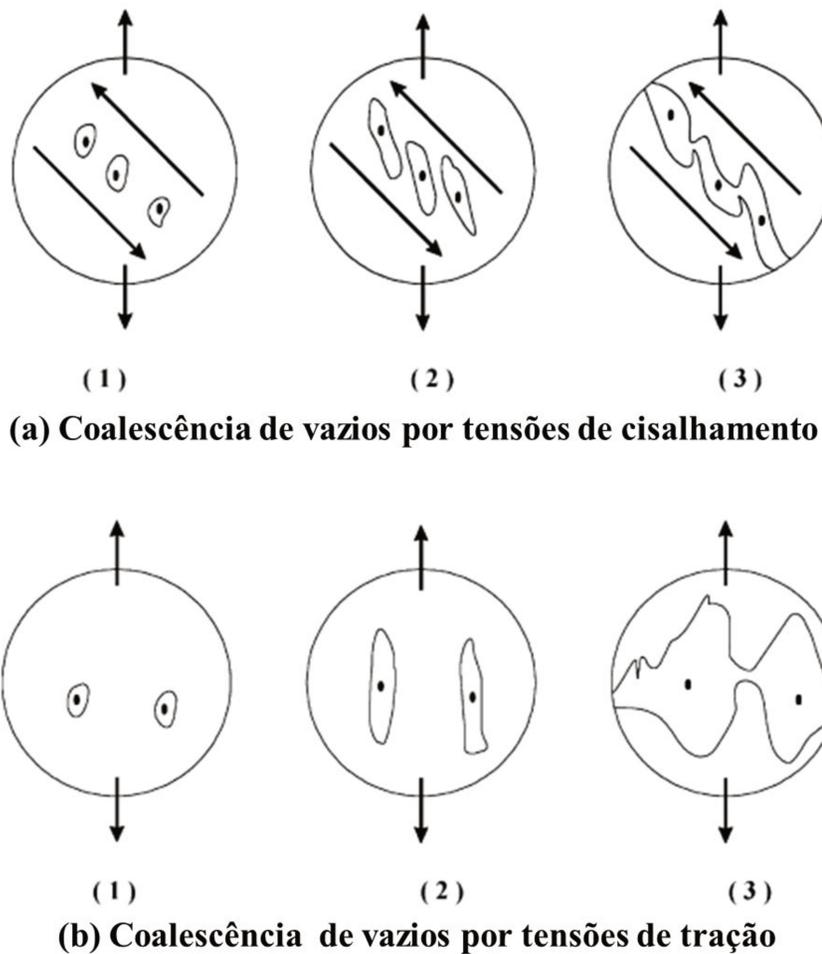


Figura 2.9: Desenvolvimento microscópico de vazios (adaptado de Li et al., 2002).

Devido à complexidade do processo LTC, os valores da tensão interna, da temperatura e dos níveis de deformação plástica no tarugo são difíceis de serem avaliados analiticamente.

A transferência térmica é uma das variáveis mais complexas, pois durante a deformação, além da troca de calor com o ambiente e com as ferramentas, há simultaneamente a geração de calor pelo próprio tarugo devido à energia gerada pela deformação plástica, o que torna difícil determinar a temperatura em cada região por métodos analíticos, e assim, o uso do Método de Elementos Finitos (MEF) apresenta-se conveniente e efetivo (Qiang et al., 2007).

2.3 Modelagem numérica

É extremamente difícil solucionar problemas físicos que envolva corpos com complexas geometrias através de equações matemáticas analíticas, portanto, normalmente se é necessário fazer uso de equações diferenciais, que, devido à complexidade geométrica, o carregamento e as propriedades do material, não são usualmente obtidas (Logan, 2007).

Para resolver estes tipos de problemas, a melhor solução se faz pelo uso de processos numéricos como o MEF (Logan, 2007).

2.3.1 Método dos Elementos Finitos

O MEF é utilizado para resolver problemas físicos de engenharia e de matemática, principalmente nas áreas de análise estrutural, transferência térmica, transporte de massa, escoamento de líquidos e potencial eletromagnético (Logan, 2007).

Pelo MEF, ao invés de solucionar o problema todo de uma vez, são formuladas equações para cada elemento finito envolvido no processo, que são então, combinados para obter a solução de um todo. E esta solução é feita por um complexo sistema de equações algébricas que são analisadas simultaneamente, em vez de exigir a solução de equações diferenciais, produzindo valores aproximados das incógnitas (Logan, 2007).

O processo de modelagem pelo MEF é feito para cada corpo envolvido no problema pela sua divisão em sistemas menores ou unidades equivalentes (nomeados de elementos finitos), que são conectados por pontos comuns para dois ou mais elementos (pontos nodais ou nós), ou também por linhas de contorno e superfícies (Logan, 2007).

Resumidamente, a solução de problemas pelo MEF se baseia em determinar as variáveis que possam existir devido a cargas aplicadas em cada elemento que compõem um corpo como: a tensão, a temperatura e o deslocamento em cada nó, e variáveis específicas resultantes de processos que apresentem fluxos térmicos e escoamento de líquidos, por exemplo (Logan, 2007).

A análise de elementos finitos para processos de conformação de metal é normalmente realizada por intermédio de softwares específicos para este tipo de processo, como o software DEFORM, o FORGE, o HYPERFORM, o SIMUFACT e o QFORM (Battin, 2009).

O software FORGE, por exemplo, disponibiliza ao seu usuário uma base de dados com diferentes tipos de materiais entre aço, alumínio, latão e titânio, sendo que cada material apresenta dados reológicos e térmicos, e uma também grande variedade de características do processo, podendo fazer uso de prensas hidráulicas, mecânicas, de junta, de parafuso, de martelo, etc. (Transvalor, 2008).

Apesar destes softwares apresentarem características específicas e relativamente simples na conformação de metais, apresentam alto custo e aplicações limitadas apenas a operações de conformação de metal, o que pode acarretar com que sejam inadequados, caso se faça necessário outros tipos de análises por elementos finitos (Battin, 2009).

Para meios industriais que necessitem de soluções em diferentes áreas, estes softwares específicos podem ser um investimento ruim, assim, softwares que permitam múltiplas análises como os softwares Abaqus e o Ansys-LSDyna podem ser mais úteis (Battin, 2009).

2.3.2 Modelagem numérica de defeitos internos

Um artigo que relata a criação de modelos de elementos finitos para a análise de defeitos internos é o de Altenhof et al. (2004), que analisaram resultados numéricos de suportes axiais com descontinuidades elípticas de localização central submetidos a condições de carregamento dinâmico através do software LS-DYNA versão 940.

Neste artigo, um ponto que merece destaque é o estudo da sensibilidade da malha de elementos finitos para investigar a sua influência nos resultados. A malha utilizada foi de elementos sólidos hexaédricos e a densidade foi variada com três intensidades diferentes sendo nomeadas de fina, moderada e grossas (a malha nomeada de fina apresentou cerca de 70000 elementos) (Figura 2.10).

Determinou-se que as malhas apresentaram uma maior dependência da densidade para modelos que apresentam menores valores das dimensões da descontinuidade e também se

observou que é fundamental perceber este detalhe da geometria na discretização dos modelos para a obtenção de bons resultados nas simulações.

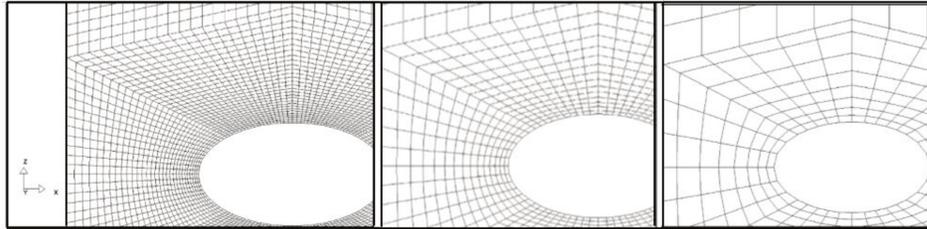


Figura 2.10: Variação da densidade de malha, da direita para esquerda se tem as malhas nomeadas de: fina, moderada e grossa (Altenhof et al., 2004).

O artigo de Chen (2006) merece destaque por realizar a modelagem das propriedades de porosidade do alumínio. Tendo por objetivo estudar a deformação de chapas de alumínio poroso A6062 com densidade relativa inicial (definida como sendo a razão entre o volume de material sólido e o volume total do material) igual a 0,8; espessura de 40mm e contendo vazios internos com 0,4; 1 e 2mm de diâmetro.

Este artigo apresentou análise numérica com o software DEFORM (Figura 2.11) sobre a distribuição da densidade relativa, o comportamento de fechamento, os mecanismos de deformação e as distribuições de tensão-deformação em torno de vazios internos para várias condições de laminação.

Chen (2006) descreveu que a análise de materiais porosos e que apresentam vazios internos há significantes diferenças quando comparada com modelos de materiais densos devido à porosidade provocar mudanças significativas nos resultados das tensões volumétricas, já que o início da deformação plástica de metais porosos é governada por critérios de escoamento que são fundamentalmente diferentes das que vigoram em materiais idealmente densos.

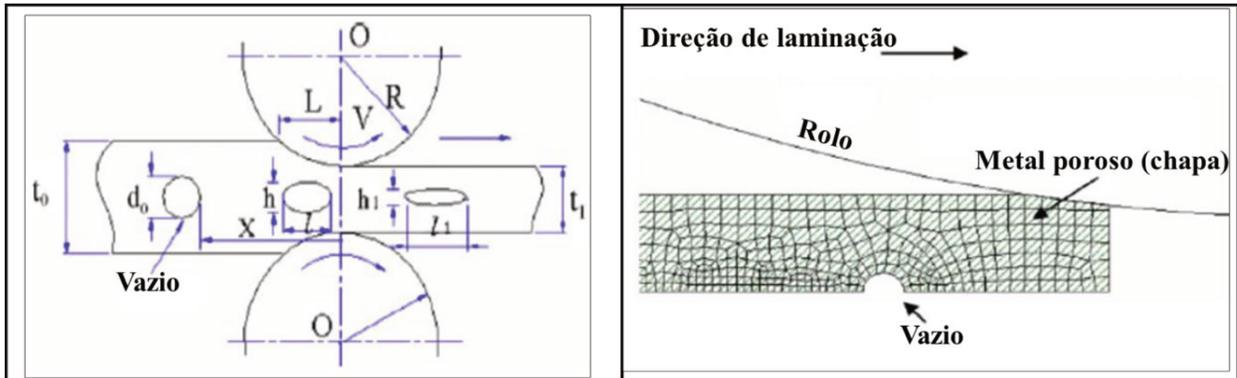


Figura 2.11: Na esquerda, representação do processo de laminação apresentando vazios internos e, na direita, modelo para estudos com o método de elementos finitos (Chen, 2006).

Foi obtido por Chen (2006), como resultados no artigo que, a densidade relativa é maior nas regiões próximas ao vazio interno, que para maiores valores da percentagem de redução, do coeficiente de atrito e do diâmetro do rolo, maior a densidade relativa do material e que ao aumentar o tamanho do vazio a densidade relativa sofre pequenos aumentos.

Já o artigo de Ervasti et al. (2005) estudou o início da formação de vazios perto de uma macro-inclusão cilíndrica hipotética na laminação a quente de chapas de aço com 550mm de comprimento, largura de 1000mm e espessura de 220mm, pelo MEF com o código comercial de Elementos Finitos LS-Dyna3D.

Neste artigo, observou-se o comportamento de inclusões hipotéticas três vezes mais macias e três vezes mais duras que o aço das chapas para poder verificar o comportamento deste aço ao redor das inclusões e observar a ocorrência de vazios.

Também se destacou que, apesar de se encontrar na literatura estudos estatísticos mostrando que inclusões duras com forma esférica são críticas para a formação e coalescência de vazios entre 40 e 100 μm , as inclusões adotadas no artigo foram modeladas apresentando raio de 4mm (Figura 2.12), para acelerar o tempo de processamento.

As inclusões, com exceção do valor da tensão de escoamento, apresentaram valores hipotéticos para caracterizar as propriedades do material, idênticos aos valores das propriedades do material da matriz, além de também assumir um fator de atrito constante com o material da matriz igual a 0,5.

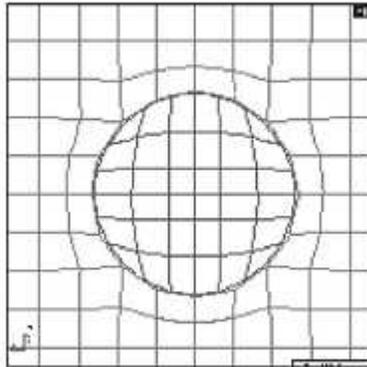


Figura 2.12: Modelo simulado de uma inclusão envolta pelo material da matriz metálica (Ervasti et al., 2005).

Ao final do estudo, Ervasti et al. (2005) concluiu que as inclusões mais duras que o aço das chapas apresentaram deformação muito pequena, que a posição da inclusão influencia a direção de crescimento do vazio, que rolos de grande raios são mais propícios a evitar o início de vazios e que as inclusões próximas a superfície da chapa laminada são menos perigosas do que as presentes no centro.

Apesar de vários estudos tratarem de inclusões como sendo esféricas, deve-se ressaltar que as inclusões não apresentam especificamente este formato, de modo que alguns estudos adotam diferentes formas de inclusões para melhorar a proximidade dos resultados numéricos com os obtidos experimentalmente.

Yu et al. (2009) estudaram por meio do MEF bidimensional com o software LS-DYNA, o comportamento do material ao redor de inclusões presentes em chapas de aço inoxidável durante a laminação a frio, para obterem resultados referentes à forma das inclusões, à posição e ao tamanho de fissuras formadas em torno destas inclusões após a laminação.

Este artigo se destaca pelo fato das inclusões terem sido simuladas separadas em dois grupos: um para inclusões mais duras que o aço inoxidável e o outro, para inclusões mais macias. Para cada um destes grupos as inclusões foram simuladas com formas circulares, quadradas e triangulares (Figura 2.13), já que estas formas foram as identificadas por micrografias do aço inoxidável utilizado.

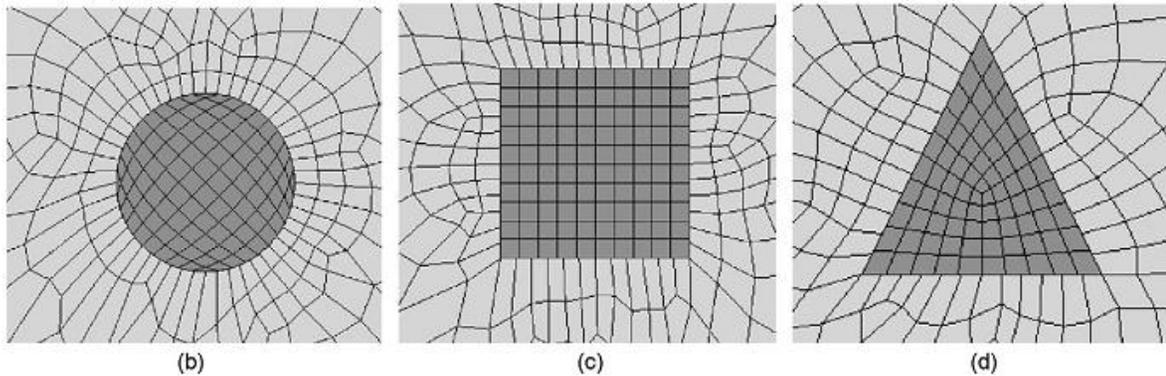


Figura 2.13: Modelagem numérica de um material com inclusões, (a) inclusão circular, (b) inclusão quadrada e (c) inclusão triangular (Yu et al., 2009).

A malha foi modelada como sendo de elementos quadriláteros para todos os modelos e a interface entre as inclusões e a chapa foi modelado como sendo de fraca adesão com coeficiente de atrito constante.

Yu et al. (2009) concluíram que o comportamento do material da chapa é diferente ao redor de cada forma de inclusão. Para as inclusões circulares e duras ocorreu a formação de uma fissura na sua frente e uma atrás, paralelas à direção da laminação e que os tamanhos das fissuras aumentaram com o aumento dos tamanhos das inclusões e da distância entre a inclusão e a superfície da chapa.

As inclusões quadráticas e duras também apresentaram fissuras a sua frente e atrás após a laminação e maior foi seu tamanho quanto maior a inclusão e quanto mais distante ao centro da chapa, sendo que exatamente a posição de 1/2 da espessura de chapa não ocorreu a formação de fissuras.

A formação de fissuras para as inclusões triangulares e duras foi específica para cada ponto onde a inclusão se encontrava na chapa, sendo que quanto maior as inclusões, maiores foram as fissuras.

Quanto às inclusões macias, independente das suas formas, posições e tamanhos, não ocorreu a formação de fissuras na chapa laminada.

No trabalho de Dixin et al. (2009) foi realizado uma análise bidimensional de elementos finitos utilizando o software ANSYS para simular o campo de tensão ao redor de inclusões presentes em peças fundidas de aço (Figura 2.14).

Foram estudados os efeitos do tipo de inclusão, forma, distribuição, propriedades de material (inclusões mais duras e mais macias que o aço matriz) e condições de carga.

Com o mesmo objetivo do trabalho de Yu et al. (2009) de estudar o comportamento do material da matriz metálica ao redor de vários tipos de inclusões que possam existir em um material, foram criadas inclusões com formas geométricas de círculo, quadrado, trapézio isósceles, losango e pentágono.

Apesar das formas de inclusões serem diferentes, os seus volumes se mantiveram os mais próximos possíveis para que não ocorressem alterações no campo de tensão entre as inclusões pelo efeito de seus diferentes tamanhos.

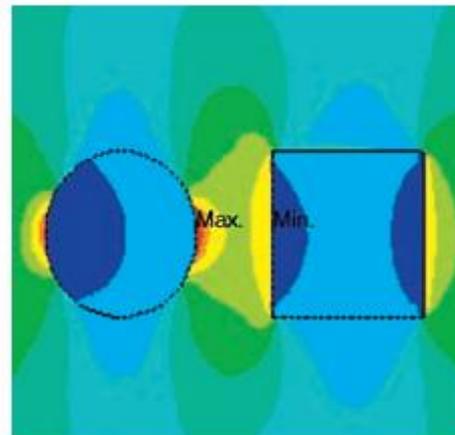


Figura 2.14: Interação do campo de tensão de duas diferentes inclusões na matriz metálica (Dixin et al., 2009).

Dixin et al. (2009), obteve como resultados que a tensão foi alta próximo da inclusão e que diminui ao distanciar dela, que as diferentes formas de inclusões provocaram alterações nas concentrações de tensões nas áreas adjacentes e que o valor máximo ocorreu na interface das inclusões com a matriz, quando os módulos de elasticidade foram diferentes.

A morfologia das inclusões também apresentou um grande efeito sobre a concentração de tensão e no seu valor máximo, a tensão máxima na matriz ocorreu na amostra com forma de pentágono e a tensão mínima foi observada na inclusão com forma de losango.

2.3.3 Modelagem numérica da LTC

Existem alguns artigos voltados ao estudo dos mecanismos de falhas específicos do processo LTC pela modelagem por meio do MEF.

Um destes artigos é o de Dong et al.(2000-b), que caracteriza a interface de deslizamento entre o tarugo a ser conformado e a ferramenta por um modelo MEF explícito utilizando o software ANSYS/LS-DYNA. Uma ampla gama de condições de laminação foram analisadas variando o coeficiente de atrito, o ângulo de conformação e a redução de área do tarugo.

O modelo adotado para o estudo consistiu de uma peça cilíndrica (tarugo), delimitada por duas ferramentas planas com cunha paralelas entre si e equidistantes em relação ao tarugo em ambos os sentidos, horizontal e vertical (Figura 2.15).

Para modelar com precisão as condições de contorno de uma operação real de LTC, os graus de liberdade nodais das ferramentas de conformação foram restringidos em ambas as direções: vertical (direção y) e fora-de-plano (direção z). Assim, os movimentos das ferramentas foram confinados à direção x.

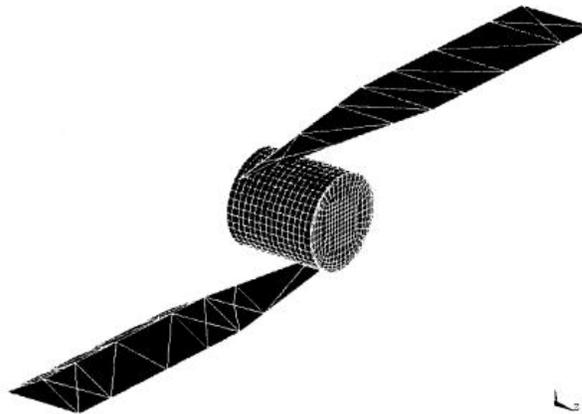


Figura 2.15: Modelo de elementos finitos do processo LTC (Dong et al., 2000-b).

Restrições adicionais de deslocamento (x , y , z) também foram aplicados aos nós ao longo da linha central do tarugo. Estas restrições foram necessárias para segurar rigidamente o centro do tarugo até que o contato fosse iniciado com as ferramentas de conformação.

Foi aplicada uma velocidade constante (na direção x) para os nós das ferramentas de conformação para garantir o contato simétrico entre o tarugo e as ferramentas, as velocidades aplicadas a cada uma das ferramentas eram idênticas em magnitude, mas em sentidos opostos.

A malha utilizada para representar o tarugo foi de elementos estruturais sólidos e as ferramentas foram definidas como sendo rígidas.

O contato entre o tarugo e as ferramentas foi definido utilizando-se um algoritmo de contato automático de superfície-superfície com o modelo de atrito de Coulomb sendo um parâmetro de entrada.

Dong et al. (2000-b) observaram ao final do estudo que o modelo tridimensional de elementos finitos de LTC foi eficaz na previsão das variáveis, sendo que o centro tarugo experimentou tensão de tração em quase todas as condições de rolamento, a tensão principal no centro do tarugo aumentou rapidamente logo no início do processo seguindo o avanço da deformação e excedeu o limite de elasticidade do material na maior parte do processo.

Os autores do artigo observaram também que a tensão principal em um ponto entre o centro do tarugo e a sua superfície apresentou comportamento cíclico na maioria das condições de laminação, representando uma possível geração de fadiga de ciclo baixo.

O estudo desenvolvido por Wang et al. (2009) visa fornecer a partir de resultados obtidos pela simulação com o software DEFORM-3D, orientações para a realização de uma forma mais funcional e consistente das ferramentas (em forma de rolos) a serem utilizadas no processo LTC para evitar o surgimento de defeitos.

O destaque deste estudo foi o fato da simulação ter sido conduzida com MEF rígido-plástico tridimensional e com a malha adaptativa para corrigir distorções dos elementos do modelo.

Este estudo ainda destaca que para avaliar o comportamento plástico de um metal é apropriado que as condições de deformação levem a um escoamento uniforme ou homogêneo. Assim, o material AISI 5140 utilizado para representar o tarugo a ser conformado foi considerado isotrópico e seguiu o critério de escoamento de von Mises.

O modelo do processo LTC (Figura 2.16) foi confeccionado com duas ferramentas que são as matrizes de conformação, duas placas guias e um corpo de prova cilíndrico (tarugo) que foi

definido como um material rígido-plástico. As ferramentas, assim como as placas guias, foram definidas como sendo rígidas para reduzir o tempo da simulação.

Todo o processo de simulação foi formulado para desprezar a mudança de temperatura simplificando a simulação, já o fator de dano foi usado para explicar a ocorrência de vazios de porosidade e fissuras no corpo de prova.

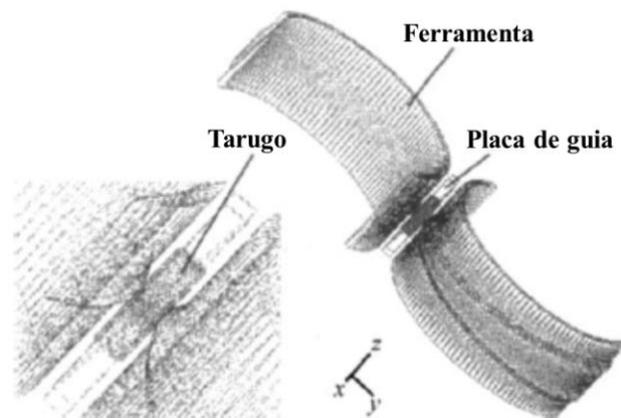


Figura 2.16: Modelo de elementos finitos do processo LTC com dois rolos (Wang, et al., 2009).

Em outro artigo, Li et al. (2004) investigaram os mecanismos de geração e crescimento de vazios no processo LTC utilizando experimentos específicos e um modelo de elementos finitos explícito dinâmico.

O modelo numérico (Figura 2.17) foi criado no software ANSYS, composto de uma peça cilíndrica e duas ferramentas de conformação.

A malha utilizada neste modelo foi de elemento estrutural sólido com a simulação sendo realizada pela aplicação de velocidades iguais e opostas nas ferramentas de conformação na direção horizontal (x); o tarugo foi deixado sem restrições e as ferramentas de conformação foram restringidas nas direções vertical (y) e fora-de-plano (z).

Um algoritmo de contato superfície-superfície foi utilizado para definir a interação entre o tarugo e as matrizes de conformação, com o objetivo de capturar as condições de interface durante o processo.

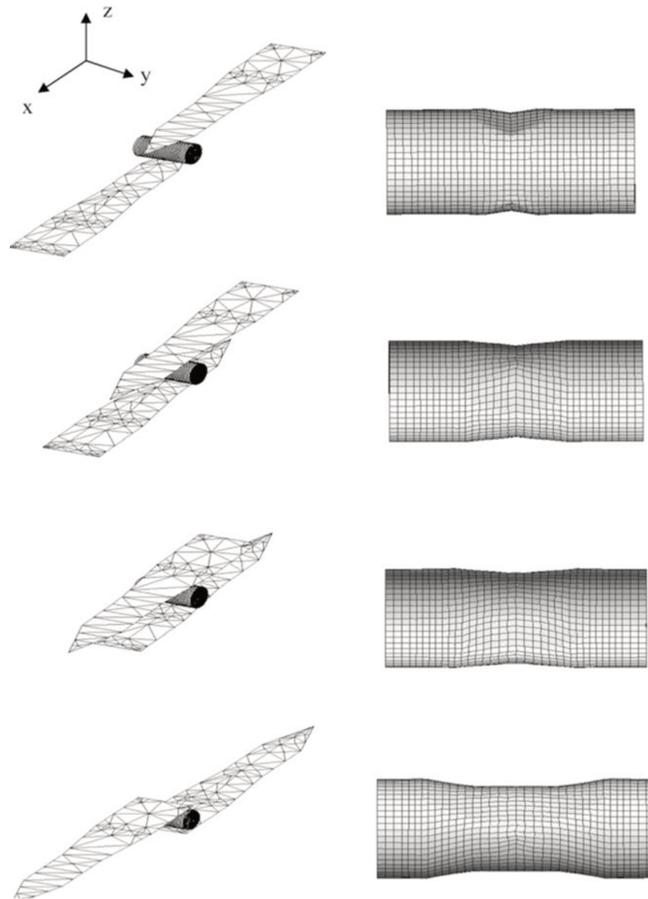


Figura 2.17: Diferentes etapas da simulação do processo de LTC (Li et al., 2004).

O artigo de Li et al. (2004) também enfatizou que as tensões e as deformações foram monitoradas no centroide do tarugo e que este ponto foi escolhido especificamente por ser conhecido como o local de iniciação de vazios e trincas. Também deve ser mencionado que estas tensões e deformações foram consideradas apenas nas duas primeiras regiões de deformação, pois se sabe que o início de vazios pode ocorrer até o final delas.

Os autores concluíram que a deformação plástica efetiva foi o melhor critério para a predição da falha interna no processo LTC e que os parâmetros envolvidos na geração da deformação estão relacionados com a deformação plástica e consequentemente, com a geração de vazios e fissuras internas.

O estudo de Regone et al. (2009) merece destaque por comparar resultados numéricos com experimentais para verificar a evolução da microestrutura do material. O modelo do processo

LTC foi confeccionado tridimensionalmente, com o tarugo apresentando propriedades de material elasto-plástico e as ferramentas sendo rígidas.

Outro fator que merece destaque no trabalho de Regone et al. (2009) é o fato dos resultados do modelo numérico terem sido obtidos em cinco pontos do tarugo (Figura 2.18), pois desta forma de coleta de dados foi possível fazer uma melhor comparação dos resultados através de gráficos.

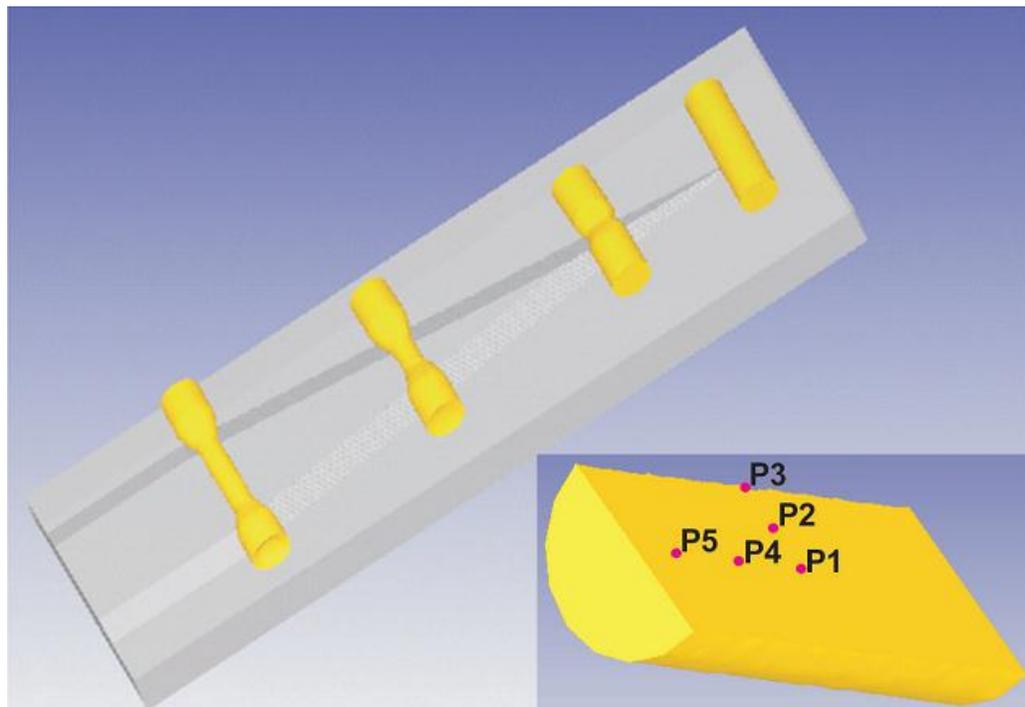


Figura 2.18: Esquema do processo LTC simulado com os pontos utilizados para obtenção dos resultados numéricos no tarugo (Regone et al., 2009).

Regone et al. (2009) observaram que a análise numérica do processo de CWR proporcionou bons resultados para os campos de deformação, tensão, temperatura e taxa de deformação, proporcionando ainda a predição da ocorrência da recristalização dinâmica pela avaliação da evolução de curvas de tensão de escoamento.

2.4 Abaqus 6.9-2

Battin (2009) conclui em seu estudo que o software Abaqus é muito útil por promover multi-soluções para a indústria, principalmente na área da conformação, o que o torna um potencial candidato, para substituir pacotes específicos de softwares de conformação.

O software Abaqus representa um conjunto de programas de simulação de engenharia, que podem resolver diversos problemas, desde análises lineares relativamente simples até simulações complexas não-lineares.

Conta, também, com uma grande biblioteca de elementos em que se pode realizar a modelagem de praticamente qualquer geometria e tem, igualmente, diversas opções de modelagem que permitem simular o comportamento da maioria dos materiais típicos de engenharia, como metais, borracha, polímeros, compósitos, concreto armado, espumas flexíveis e deformáveis, e materiais geotécnicos, como solos e rochas (Dassault, 2009-f).

2.4.1 Laminação no Abaqus

Costuma-se, inicialmente, modelar a laminação pelo processo de deformação plana, que é um modelo bidimensional, obtendo-se assim, um processo com menor tempo de simulação, o que permite uma maior flexibilidade para testar diferentes modelos. Posteriormente, com os resultados destes primeiros modelos, pode-se decidir quais parâmetros devem ser utilizados na modelagem tridimensional, que apresenta maior tempo de processamento (Dassault, 2009-l).

A modelagem que melhor se adapta ao processo de laminação é, na maioria dos casos, a análise dinâmica explícita por ser normalmente mais confiável e menos cara computacionalmente, pelo comportamento não linear do material utilizado e por efeitos de descontinuidades como o contato e o atrito dominarem a solução numérica (Dassault, 2009-l).

A ferramenta, tanto no caso bidimensional como no tridimensional, pode ser modelada como sendo uma superfície rígida quando se deseja estudar apenas os resultados do comportamento do material a ser laminado (Dassault, 2009-l).

O método de atrito recomendado para ser utilizado entre o rolo e a chapa é o de Coulomb, no qual um modelo de meia simetria é recomendado para os cálculos de deformação plana. Já para os cálculos tridimensionais, recomenda-se um modelo de um quarto de simetria (Dassault, 2009-l).

Um fator também utilizado na modelagem de processos de laminação, principalmente nos casos que apresentem grandes deformações, é o uso do recurso de malha adaptativa que tende a conservar o aspecto inicial da malha durante a simulação (Figura 2.19), podendo assim, melhorar a precisão dos resultados (Dassault, 2009-m).

Em alguns casos que apresentam altos níveis de deformação, utilizar o recurso da malha adaptativa pode não ser suficiente para prevenir a sua distorção excessiva, assim, o uso do recurso de controle de distorção é mais indicado (Dassault, 2009-n).

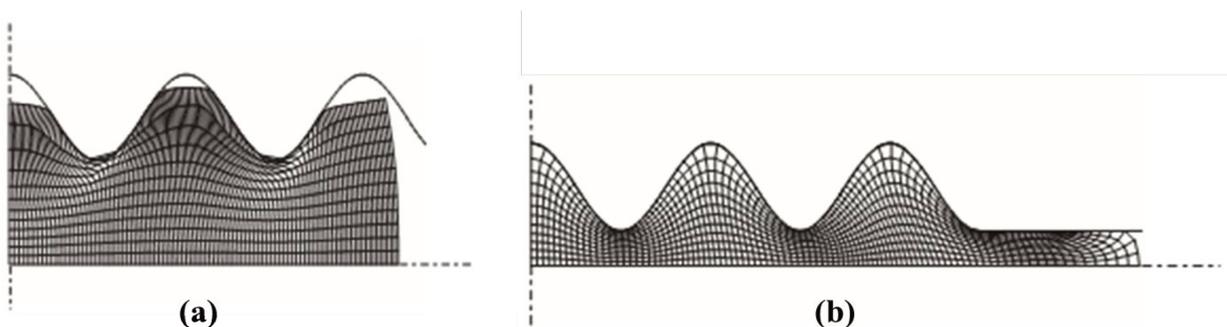


Figura 2.19: Exemplo do uso de malha adaptativa: (a) representa o aspecto final de um modelo sem a malha adaptativa e (b) com o uso do recurso de malha adaptativa (Dassault, 2009-b).

Existem dois métodos para determinar a restrição mecânica no contato de superfícies durante a modelagem no software Abaqus: um é o método de contato cinemático e o outro é o método de contato de penalidade.

O fluxo térmico através do contato entre superfícies de um modelo pode ser impreciso durante a simulação caso o recurso de malha adaptativa esteja sendo utilizado com as restrições de contato mecânico aplicadas cinematicamente. Isto ocorre devido ao fato de que os ajustes de

malha no Abaqus/Explicit, que estão baseados no estado de contato mecânico, têm que passar para contato cinemático, afetando o resultado dos cálculos dos fluxos de contato térmico.

O significado desta imprecisão sobre a solução vai depender do tamanho e frequência dos ajustes de malha e do grau de variação do coeficiente de condução térmica, porém, esta imprecisão pode ser evitada se for feito o modelamento do contato mecânico utilizando o método de penalidade (Dassault, 2009-c).

Os modelos de processos de conformação como a laminação requerem grandes intervalos de tempo para serem simulados. Assim, modificações nos modelos devem ser feitos para que se obtenha um tempo de processamento computacional aceitável (Dassault, 2009-k).

Para tanto, existem duas soluções: uma é aumentar artificialmente as tensões no modelo fazendo com que o processo ocorra em um tempo mais curto, conhecido como método de escala de taxa de carga (Dassault, 2009-k).

A outra solução é utilizar o método conhecido como escala de massa, que se baseia em aumentar artificialmente a densidade de massa dos elementos da malha para aumentar o limite de estabilidade do processo, resultando em uma simulação que necessite uma quantidade de incrementos menor para ser realizada (Dassault, 2009-k; Zybel, 2005).

2.4.2 Escala de Massa (“Mass Scaling”)

Com o objetivo de entender o que ocorre ao remanejar os parâmetros de um modelo numérico para conseguir reduzir o tempo de simulação, se deve analisar as equações as quais as alterações irão agir para então determinar o melhor meio de forçar esta redução de tempo.

O tempo computacional envolvido em uma simulação que usa a integração explícita é diretamente proporcional a duração do evento, pelo fato das considerações de estabilidade numérica restringirem o incremento de tempo para que um tempo mínimo seja determinado sobre todos os elementos da malha, Equação 2.1 (DASSAULT, 2009-1).

$$\Delta t \leq \min \left(L^{el} \sqrt{\frac{\rho}{\lambda + 2\mu}} \right) \quad \text{Equação 2.1}$$

Onde:

- L^{el} é o comprimento característico associado a um elemento;
- ρ é a densidade do material no elemento e
- λ e μ são as constantes efetivas de Lamé do material no elemento.

Na prática, o incremento de tempo não pode ser maior do que o tempo necessário para propagar uma onda de tensão através de um elemento. Assim, o tempo computacional para a execução de uma análise quase-estática pode ser muito grande, pois quando o valor de Δt se mantém constante, o tempo da simulação é diretamente proporcional ao número de incrementos de tempo necessários (DASSAULT, 2009-1):

$$n = \frac{T}{\Delta t} \quad \text{Equação 2.2}$$

Onde:

- T é o período de tempo do evento sendo simulado.

Assim:

$$n = T_{max} \left(\frac{1}{L^{el}} \sqrt{\frac{\lambda + 2\mu}{\rho}} \right) \quad \text{Equação 2.3}$$

Porém, vale ressaltar que normalmente o valor de Δt não permanece constante já que a distorção do elemento altera o valor de L^{el} e a resposta não linear do material modifica as constantes efetivas de Lamé, podendo causar variações na Equação 2.3 (DASSAULT, 2009-1).

Para se reduzir o valor do tempo de simulação de forma simples, pode-se reduzir artificialmente o período T do evento, porém, esta redução pode resultar em dois diferentes erros na simulação (DASSAULT, 2009-1).

Um destes erros ocorre quando se aumenta demasiadamente a velocidade de simulação, gerando forças de inércia maiores, que por sua vez, alteram o resultado da simulação. O outro erro é que, além das forças de inércia, outros aspectos do problema sofrem alterações como, por exemplo, o material pode passar a ser dependente da taxa de deformação (DASSAULT, 2009-1).

Com o objetivo de contornar os erros causados pelo recurso de acelerar o tempo de simulação, faz-se uso do recurso de Escala de Massa, que tem por base aumentar artificialmente a densidade do material.

O aumento da densidade ρ do material ocorre pelo acréscimo de um fator F^2 , que por sua vez, reduz n a n/F , resultando na redução de T por T/F (DASSAULT, 2009-1).

O método de escala de massa usa um fator para permitir que a análise possa ser gerada de forma mais rápida, sem precisar aumentar artificialmente a taxa de carregamento de um modelo (DASSAULT, 2009-j).

Este método é a única opção para reduzir o tempo de simulação em processos nos quais o modelo apresente um material dependente da taxa de deformação e se objetive analisar as tensões, pois as taxas de tensões aumentam pelo mesmo fator de aumento da taxa de carregamento (DASSAULT, 2009-j).

O Método de Escala de Massa reduz a proporção de tempo de um evento em relação ao tempo de propagação de ondas no elemento ao deixar o período do evento fixo, gerando a tendência de conservar a taxa de deformação e outras propriedades do material, porém apresenta exatamente as mesmas influências sobre as forças de inércia do processo de acelerar o tempo de simulação (DASSAULT, 2009-1).

Assim, o uso desse método se torna eficiente para problemas quase estáticos que são dependentes da taxa, por acelerar o tempo de simulação de forma eficiente, porém, o uso com valores exagerados para um determinado problema faz com que as forças de inércia acabem por dominarem e alterarem os resultados (DASSAULT, 2009-1).

Uma maneira de se determinar o valor a ser utilizado na Escala de Massa é por tentativa e erro, em que varias simulações são realizadas.

Inicialmente, deve ser simulado um modelo sem a utilização do recurso de Escala de Massa, para se ter um resultado padrão e preciso. Posteriormente, introduz-se a Escala de Massa, começando-se com valores pequenos, que são aumentados a cada simulação até um ponto em que

o resultado obtido seja impreciso e com diferenças significativas do padrão esperado (Zybel, 2005) como foi feito por Kainz et al. (2003) e Jung (1998) ao utilizarem o método de escala de massa em seus modelos.

Basicamente, o objetivo do método de Escala de Massa resume-se em determinar um valor que economize o máximo possível de tempo e apresente resultados satisfatórios da simulação (Zybel, 2005).

2.4.3 Materiais

Para qualquer simulação que se deseje realizar no software Abaqus, deve-se especificar um material com as propriedades que podem ser tanto lineares quanto não lineares (Silva, 2006).

Os recursos para a formulação de materiais no software Abaqus permitem uma cobertura abrangente de características, sendo definidos por dois modos: selecionando-se as propriedades do material e as definindo ou, pela combinação de propriedades complementares como a elasticidade e a plasticidade (Dassault, 2009-g).

As principais propriedades que se pode definir no Abaqus são (DASSAULT, 2009-g):

- Propriedades mecânicas elásticas;
- Propriedades mecânicas inelásticas;
- Propriedades térmicas;
- Propriedades acústicas;
- Propriedades hidrostáticas dos fluidos;
- Equações de estado;
- Propriedades de difusão de massa;
- Propriedades elétricas e
- Propriedades de fluxo de poros.

Nos processos de laminação, os materiais dos modelos numéricos normalmente são definidos utilizando os critérios de metais plásticos clássicos. E com base nestes critérios, o

Abaqus permite ainda a formulação da propriedade de porosidade do metal, fornecendo análises importantes como a incidência da nucleação e coalescência destes poros (DASSAULT, 2009-d).

2.4.4 Porosidade do Metal

Além das micro-porosidades já presentes na estrutura de um material metálico, novos vazios podem nuclear a partir de inclusões e partículas de segunda fase e podem crescer pela ação de tensões hidrostáticas de tração resultantes da deformação plástica do material (Chiluveru, 2007).

O modelo de plasticidade de metal poroso disponível para modelagem no software Abaqus é usado para modelar materiais que apresentam uma concentração de vazios em que a densidade relativa é maior que 0,9 e é baseado na teoria de plasticidade de metal poroso de Gurson (Dassault, 2009-d).

As formulações e definições de conceitos envolvidos na modelagem de porosidade de um metal são importantes para a correta definição do modelo e para adotar os valores corretos em cada uma das variáveis apresentadas a seguir.

A densidade relativa de um material, representada por r , é definida como sendo a razão entre o volume de material sólido e o volume total do material.

As relações matemáticas que estão diretamente ligadas à modelagem de um material são expressas em termos da fração do volume de vazios, f , que é definida como a razão entre o volume de vazios e o volume total do material, ou seja, $f=1-r$ (Chiluveru, 2007; Dassault, 2009-d).

Para $f=0$ o material está totalmente denso, sem nenhum vazio e $f=1$ corresponde ao material como sendo um vazio, que não tem como se submeter a solicitações ou tensões. E é conhecido que o modelo geralmente gera resultados físicos razoáveis apenas quando $f < 0,1$ (Dassault, 2009-d).

O modelo de escoamento utilizado no software é baseado no proposto por Gurson em 1977 e que foi posteriormente modificado por Tvergaard em 1981 (Dassault, 2009-d):

$$\Phi = \left(\frac{q}{\sigma_y}\right)^2 + 2q_1 f \cos h\left(-q_2 \frac{3p}{2\sigma_y}\right) - (1 + q_3 f^2) = 0 \quad \text{Equação 2.4}$$

Onde:

- q é a tensão efetiva de von Mises definida por $q = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{S} : \mathbf{S}}$ (sendo que $\mathbf{S} : \mathbf{S}$ representa o produto - contração - dupla destes dois tensores que resultam em um escalar, $\mathbf{S} : \mathbf{S} = S_{ij} S_{ij}$);
- \mathbf{S} é a parte anti-esférica (“deviatoric”) do tensor tensão de Cauchy, sendo $\mathbf{S} = p\mathbf{I} + \boldsymbol{\sigma}$;
- p é a pressão hidrostática, representada por $p = -\frac{1}{3} \boldsymbol{\sigma} : \mathbf{I}$;
- σ_y é a tensão de escoamento do material matriz totalmente denso e é função da deformação plástica equivalente da matriz $\bar{\varepsilon}_m^{pl}$;
- q_1, q_2 e q_3 são parâmetros do material.

Os parâmetros q_1, q_2 e q_3 devem ser estimados a partir de experimentos reais com o material desejado (Sánchez, 2008), porém, segundo Chiluveru (2007) para metais típicos, quando à temperatura ambiente, os valores destes parâmetros descritos na literatura são q_1 entre 1,0 e 2,0; $q_2=1,0$ e q_3 ($q_3 = q_1^2$) entre 1,0 e 4,0; mas quando q_1, q_2 e q_3 são adotados como sendo iguais a 1,0 a expressão volta ao modelo original de Gurson (Dassault, 2009-d).

O modelo de plasticidade poroso do metal no Abaqus/Explicit ainda permite o modelamento da falha devido à porosidade. Assim, a equação de escoamento utilizada pelo software para descrever esta formulação fica (DASSAULT, 2009-d):

$$\Phi = \left(\frac{q}{\sigma_y}\right)^2 + 2q_1 f^* \cos h\left(-q_2 \frac{3p}{2\sigma_y}\right) - (1 + q_3 f^{*2}) = 0 \quad \text{Equação 2.5}$$

A função $f^*(f)$ representa a rápida perda da capacidade de suportar tensão devida à coalescência de vazios e esta função é definida em termos da fração de volume de vazios da seguinte forma (Chiluveru, 2007; DASSAULT, 2009-d):

$$f^* = \begin{cases} f & \text{se } f \leq f_c \\ f_c + \frac{\bar{f}_F - f_c}{f_F - f_c} (f - f_c) & \text{se } f_c < f < f_F \\ \bar{f}_F & \text{se } f \geq f_F \end{cases} \quad \text{Equação 2.6}$$

com

$$\bar{f}_F = \frac{q_1 + \sqrt{q_1^2 - q_3}}{q_3} \quad \text{Equação 2.7}$$

Onde:

- f_c é o valor crítico da fração de volume de vazios;
- f_F é o valor da fração de volume de vazios em que o material falha;

O software calcula a mudança total na fração de volume de vazios por:

$$\dot{f} = \dot{f}_{gr} + \dot{f}_{nucl} \quad \text{Equação 2.8}$$

Onde:

- \dot{f}_{gr} é a mudança devido ao crescimento dos vazios existentes e
- \dot{f}_{nucl} é a mudança devido à nucleação de novos vazios.

A lei da conservação de massa expressa o crescimento dos vazios existentes em termos da fração de volume de vazios (Dassault, 2009-d):

$$\dot{f}_{gr} = (1 - f)\dot{\epsilon}^{pl} \cdot \mathbf{I} \quad \text{Equação 2.9}$$

Quanto à nucleação de vazios, ela é representada por uma relação de tensão controlada como segue (Dassault, 2009-d):

$$\dot{f}_{nucl} = A \dot{\varepsilon}_m^{pl} \quad \text{Equação 2.10}$$

com

$$A = \frac{f_N}{s_N \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\dot{\varepsilon}_m^{pl} - \varepsilon_N}{s_N} \right)^2 \right] \quad \text{Equação 2.11}$$

Onde:

- ε_N é o valor médio da distribuição normal da tensão de nucleação;
- s_N é o desvio padrão e
- f_N é a fração de volume dos vazios nucleados apenas sob solicitações de tensão.

O estudo de Sánchez (2008) ressalva que os parâmetros de porosidade para um aço fictício (assumindo-se que não apresente encruamento) são:

- Parâmetros do material: $q_1 = 1,5$; $q_2 = 1,0$ e $q_3 = 2,25$;
- Densidade relativa $r=0,99$ (fração inicial de vazios $f=0,01$);
- Fração de volume dos vazios nucleados $f_N = 0,04$;
- Desvio padrão $s_N = 0,1$;
- Valor médio da distribuição normal da tensão de nucleação $\varepsilon_N = 0,3$;
- Valor crítico da fração de volume de vazios $f_c = 0,15$ e
- Valor da fração de volume de vazios para a falha $f_F = 0,25$.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

O Método de Elementos Finitos, por intermédio do software Abaqus, foi utilizado para modelar o processo de LTC existente no laboratório de conformação mecânica, da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas, com o objetivo de analisar como falhas de vazios e inclusões se desenvolvem no interior de um tarugo submetido a este processo.

3.1 Modelagem dos materiais

Inicialmente foram caracterizados os materiais a serem utilizados na modelagem do processo LTC, sendo o aço ferramenta H11 adotado na caracterização das ferramentas e o aço microligado 38MnSiVS5 para o tarugo a ser laminado.

Como o estudo deste trabalho está voltado para o comportamento do tarugo, apenas a caracterização da capacidade térmica foi utilizada para caracterizar as propriedades das ferramentas, possibilitando assim, a ocorrência de transferência térmica.

A capacidade térmica, Ct , que um determinado corpo apresenta para acumular calor está associada com a temperatura no nó de um elemento e está diretamente relacionada com a densidade, o volume e o calor específico. O software Abaqus utiliza a Equação 3.1 para representar a capacidade térmica como segue (Dessault, 2009-e).

$$Ct = \rho cV \quad \text{Equação 3.1}$$

Onde:

- ρ é o valor da densidade do material;
- c é o calor específico e
- V é o volume do material.

Como para o aço AISI H11 o valor de ρ é de 7800 kg/m^3 , c é 460 J/(kg.K) (Vidal-Sallé, 2008) e o volume apresenta o valor aproximado de $0,117 \text{ m}^3$ (no caso deste modelamento 2D, devido a ferramenta ser representada por segmentos de reta, o valor do volume utilizado foi o comprimento total destas retas, ou seja, o comprimento da ferramenta modelada bidimensionalmente). Assim, o valor da capacidade térmica utilizado na modelagem numérica das ferramentas foi de aproximadamente 420000 J/K .

O tarugo foi modelado como sendo de elementos deformáveis para poder apresentar resultados de tensão e deformação, assim as propriedades do tarugo foram definidas como sendo do aço microligado 38MnSiVS5 idêntico ao do material utilizado no trabalho de Silva et al. (2011), que tem sua composição química na Tabela 3.1.

As propriedades térmicas e mecânicas (Tabela 3.2), assim como as curvas de tensão versus deformação do aço microligado 38MnSiVS5 (Figura 3.1) foram introduzidas no software.

A propriedade de fração de calor inelástico foi mantida com o padrão previamente caracterizado pelo software de 0,9; ou seja, 90% da energia gerada pela deformação plástica se converte em calor.

Tabela 3.1: Composição química nominal (% em peso) do aço microligado DIN 38MnSiVS5 (Silva et al. 2011).

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	V	Cu	Al	N
0,37	1,41	0,60	0,014	0,055	0,11	0,10	0,02	0,09	0,04	0,011	0,0157

Tabela 3.2: Dados utilizados na modelagem das propriedades do aço microligado DIN 38MnSiVS5, disponíveis no banco de dados do software FORGE 2008 (Transvalor, 2008).

Grandeza	Valor
Densidade	7850 kg/m^3
Módulo de Young	210 GPa
Coefficiente de Poisson	$0,3 \text{ Adimensional}$
Coefficiente de expansão térmica	0 K^{-1}
Calor específico	778 J/(kg.K)
Condutividade térmica	$35,5 \text{ W/(m.K)}$
Emissividade	$0,88 \text{ Adimensional}$

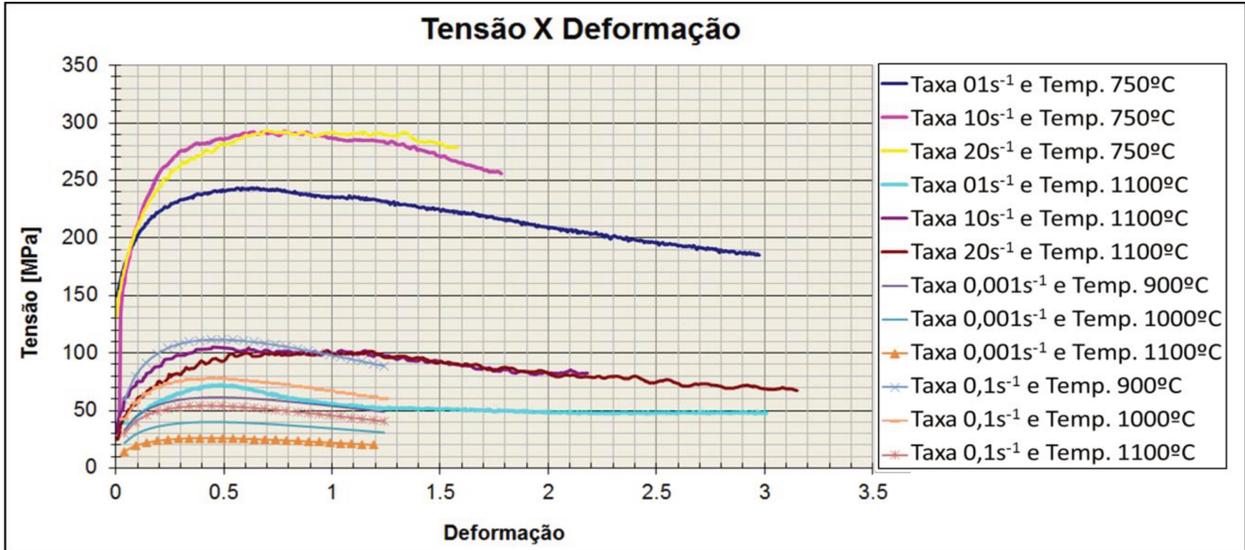


Figura 3.1: Curvas tensão versus deformação do aço microligado 38MnSiVS5 para diferentes temperaturas e taxas de deformação (obtidos especificamente para este projeto).

A taxa de deformação de $0,001 \text{ s}^{-1}$, ao ser inserida no software, foi considerada como sendo igual a zero para satisfazer a exigência de que todos os materiais modelados apresentem ao menos uma taxa de deformação nula.

As curvas de tensão deformação do aço microligado 38MnSiVS5 foram formuladas para diferentes taxas de deformação e diferentes temperaturas, assim abrangendo um vasto campo em que o material possa ser deformado e, então, obter maior precisão nos resultados.

Os valores adotados para as curvas de tensão deformação foram obtidos por dois diferentes métodos, um para as altas taxas de deformação e outra para as taxas mais baixas.

Para as taxas altas, as curvas foram obtidas por meio de ensaios de torção enquanto que para as taxas baixas (com valores de deformação de $0,001 \text{ s}^{-1}$ e $0,1 \text{ s}^{-1}$), as curvas foram obtidas a partir da Equação 3.2 de Hansel-Spittel (Spittel et al., 2009), sendo os coeficientes utilizados nessa equação mostrados na Tabela 3.3.

$$\sigma_o = B e^{m_1 T} T^{m_9} \varepsilon^{m_2} e^{m_4 \varepsilon} (1 + \varepsilon)^{m_5 T} e^{m_7 \varepsilon} (\dot{\varepsilon})^{m_3} (\dot{\varepsilon})^{m_8 T} \quad \text{Equação 3.2}$$

Onde:

- σ_o tensão de escoamento;

- B uma constante;
- e constante de Euler;
- ε deformação logarítmica;
- $\dot{\varepsilon}$ taxa de deformação e
- $m_1, m_2, m_3, m_4, m_5, m_7, m_8$ e m_9 , expoentes que representam a influência das condições de deformação sobre a tensão de escoamento.

Tabela 3.3: Parâmetros utilizados na equação de Hansel-Spittel para o aço microligado 38MnSiVS5 (Adaptado de Spittel et al., 2009).

Estado do material	Deformação a quente
m_9	0
B	5209,87
Efeito da temperatura	
m_1	-0,00307
Efeito da deformação	
m_2	0,42365
m_4	0,00043
m_5	-0,00061
m_7	-0,53164
Efeito da taxa de deformação	
m_3	0
m_8	0,000144
Faixa de validade	
Temperatura [°C]	900...1200
Deformação	0,04...1,25
Taxa de deformação	< 500 s ⁻¹

3.2 Modelagem bidimensional do processo

Para as primeiras modelagens, o processo LTC numérico foi criado como sendo bidimensional (Figura 3.2) por ser de modelagem mais simples que um modelo tridimensional e consequentemente, mais rápido de ser simulado.

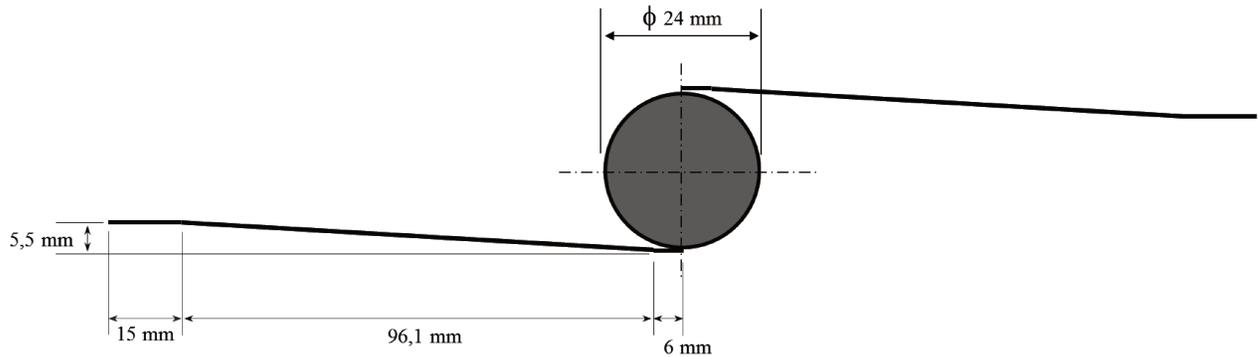


Figura 3.2: Esquema geral da montagem bidimensional do processo de LTC.

Como o processo a ser modelado é de conformação a quente, parâmetros térmicos foram definidos para que ocorresse fluxo de calor, e por isso, dois parâmetros foram inicialmente inseridos no software Abaqus (Dassault, 2009-i): o valor da temperatura zero absoluto, ou seja, zero Kelvin; e o valor da constante de Stefan-Boltzmann, adotado como sendo igual a $5,67 \times 10^{-8} \text{ Wm}^2/\text{K}^4$.

Em seguida, iniciou-se o modelamento do processo LTC. Sabendo-se que a zona de fendilhamento e a zona guia são as principais responsáveis pela formação e propagação de vazios (Li et al., 2004), e que a zona guia é responsável apenas por uniformizar o sulco inicial formado no tarugo, apenas a região da zona de fendilhamento foi analisada na modelagem bidimensional do processo LTC por ser esta a região na qual as primeiras deformações ocorrem e na qual provavelmente surgem os defeitos.

O tarugo bidimensional foi modelado como sendo uma seção transversal circular com 24mm de diâmetro, enquanto as ferramentas foram modeladas como segmentos de retas para que apenas as suas regiões bidimensionais fiquem em contato com o tarugo durante o processo de laminação.

A escolha das dimensões do tarugo e das ferramentas, assim como a montagem inicial do processo LTC (Figura 3.2), foram definidos o mais próximo do real possível para representar o processo existente no Laboratório de Conformação Mecânica da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas.

Modelou-se o processo LTC como sendo explícito e dinâmico, e apresentando propriedades de troca de calor. O tempo de operação do processo foi definido como atuante até que o final da região inclinada das ferramentas passasse pelo tarugo, num intervalo de tempo próximo de 1,2 segundos.

Quando o processo se inicia, além da transferência térmica que ocorre entre as ferramentas e o tarugo, ocorre também a geração de energia em forma de calor devido ao atrito. A fração de calor transferido a cada parte envolvida foi mantido como o padrão sugerido pelo software, sendo metade dessa energia transferida ao tarugo e a outra metade transferida as ferramentas.

Também foi modelada a radiação de calor do tarugo para o meio ambiente de forma uniforme e com o meio ambiente apresentando temperatura igual a 27°C.

O atrito existente entre as ferramentas e o tarugo, necessário e responsável por gerar o movimento de rotação do tarugo, foi modelado pelo método do fator de atrito constante, apresentando valor igual a um, como modelado no trabalho de Silva (2008) que avaliou o mesmo processo real descrito e analisado neste trabalho.

O método de contato utilizado entre as ferramentas e o tarugo é o de penalidade, por ser o que melhor representa o contato mecânico de um processo que envolve interações térmicas e o uso do recurso de malha adaptativa (Dassault, 2009-c).

Para simular os movimentos das ferramentas e do tarugo, algumas restrições de deslocamento foram impostas. Tanto as ferramentas como o tarugo, inicialmente, tiveram todas as possibilidades de deslocamento restringidas (na direção horizontal x, na direção vertical y e fora do plano z) para que não apresentassem nenhum deslocamento indesejável antes do início do processo, porém, estas restrições foram alteradas quando as ferramentas passaram a se movimentar.

Assim como no processo real utilizado como base para este estudo, na simulação pelo MEF, apenas a ferramenta inferior do processo LTC apresentou deslocamento.

Ao início do processo, a ferramenta inferior apresentava deslocamento pela definição da velocidade (na direção horizontal x), com valor constante de 0,15m/s, que é a velocidade utilizada no processo real. A ferramenta superior foi submetida à velocidade igual a zero para não apresentar deslocamento.

O tarugo, no início do movimento da ferramenta inferior, também apresenta modificações nas restrições às quais está submetido, sendo que apenas a restrição de deslocamento na direção fora de plano z é mantida, para que não saia do plano bidimensional da simulação.

Nesta etapa de modelagem das condições do processo também se fez uso da atribuição da temperatura para as ferramentas e ao tarugo, sendo que a temperatura imposta às ferramentas foi a mesma da temperatura ambiente de 27°C e a temperatura imposta ao tarugo, devido a simulação representar um processo a quente, foi de 1100°C.

A última etapa da modelagem foi definir a malha para o componente que se deseja obter os resultados, neste caso, o tarugo. Como foram criados diversos modelos com características diferentes entre eles, a determinação da malha também foi feita de diferentes formas, porém, sempre seguindo os seguintes parâmetros para todos os modelos bidimensionais:

- Valor máximo para a dimensão dos elementos da malha e
- Malha quadrilateral de deformação plana com temperatura, sendo o deslocamento e a temperatura bilineares, utilizando integração reduzida e controle de estabilidade (malha nomeada no Abaqus como CPE4RT).

Os primeiros modelos idealizados (Figura 3.3) foram classificados como “Modelos I” e tinham como objetivo a escolha de valores máximos para as dimensões dos elementos da malha dos modelos seguintes.

Para estes primeiros modelos, a malha foi formulada determinando-se um tamanho global aproximado entre os seus elementos para se determinar até qual densidade de malha (Tabela 3.4) os resultados seriam precisos e não ocorresse o uso de uma malha com densidade maior que o necessário, aumentando o tempo de simulação.

O recurso de malha adaptativa foi utilizado nestes modelos, nos quais a malha foi modelada para se reorganizar três vezes a cada dez incrementos de cálculos e assim mantivesse um bom aspecto, evitando a distorção excessiva dos elementos.

Tabela 3.4: Representação da densidade da malha dos tarugos dos “Modelos I”.

Nomenclatura	Nós da malha	Elementos na malha	Comprimento médio do elemento [m]
LTC 2D 1	73	60	0,003
LTC 2D 2	91	76	0,0027
LTC 2D 3	113	96	0,00235
LTC 2D 4	135	116	0,002
LTC 2D 5	247	220	0,00147
LTC 2D 6	375	344	0,00123
LTC 2D 7	551	512	0,001

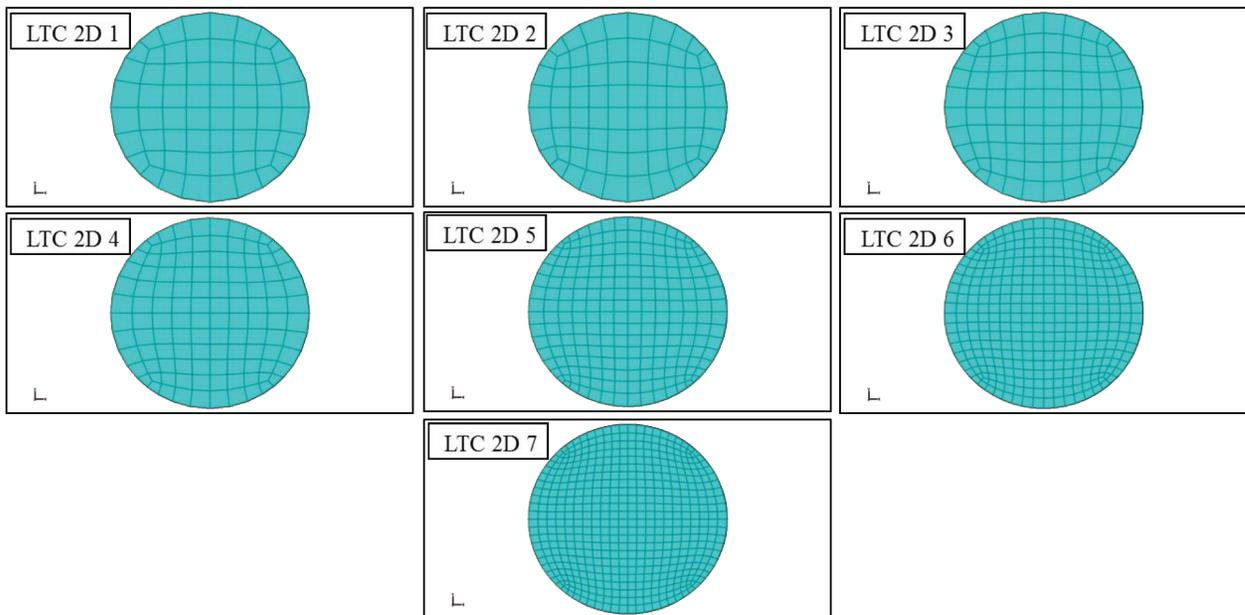


Figura 3.3: Primeiros modelos formulados para determinar a densidade da malha com melhor relação de tempo de simulação e precisão dos resultados.

Outros modelos formulados, classificados como “Modelos II” (Figura 3.4), tiveram por objetivo comparar os resultados dos modelos do processo numérico com os resultados encontrados na literatura para o formato de um vazio no interior de um tarugo após ser submetido ao processo LTC por duas ferramentas planas e por três ferramentas cilíndricas.

Para a formulação destes modelos, o vazio modelado no centro de cada tarugo apresentou diâmetro de 0,6mm, ou seja, 1/40 do diâmetro do tarugo, o modelo de ferramenta plana apresentou velocidade de 0,15m/s em ambas as ferramentas para acentuar a forma final do vazio.

As ferramentas cilíndricas foram modeladas com diâmetro de 120mm e velocidade angular de 0,6 rad/s.

Todos os demais parâmetros de modelagem foram mantidos como os utilizados nos “Modelos I” e foi acrescentado um fator de atrito constante de 0,5 na lateral do vazio para o caso de se tocar devido à deformação e o recurso de malha adaptativa foi configurado para se reorganizar cinco vezes a cada incremento de cálculos devido aos maiores níveis de distorção esperados nos elementos da malha.

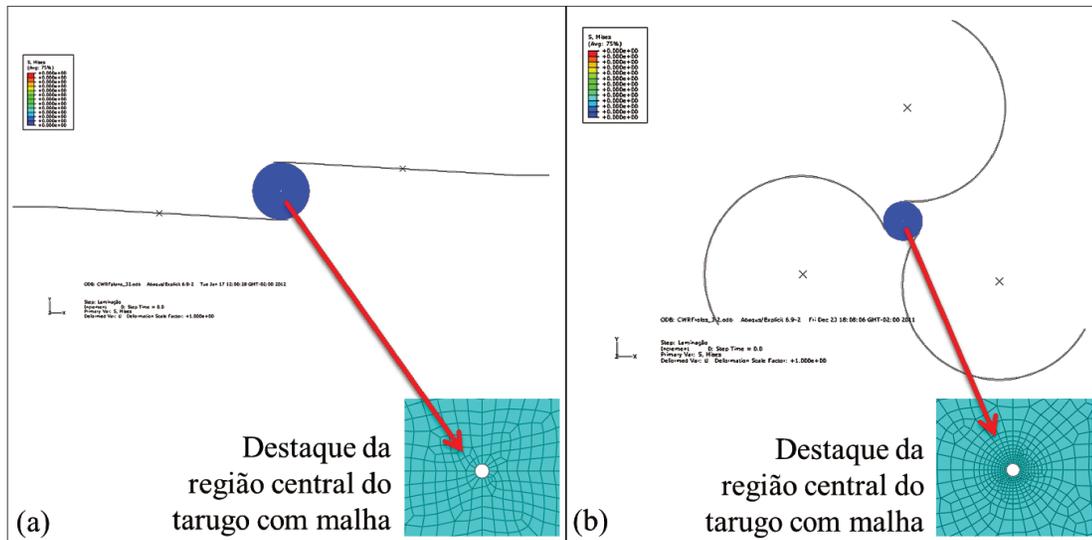


Figura 3.4: Modelos utilizados para comparação do processo numérico com destaque a malha da região central do tarugo com: (a) representando o modelo de LTC com as ferramentas planas e (b) representando o modelo de LTC com três rolos cilíndricos.

A malha na região central dos tarugos foi refinada para aumentar a precisão e, assim, evitar erros de distorção dos elementos por estarem demasiadamente grandes.

Cada modelo apresentou um aspecto de refinamento, pois, como cada modelo apresenta características diferentes de solicitação, o mesmo refino para ambos poderia gerar distorção excessiva de malha para um e outro não, ou, para o caso de estarem muito refinados, gerar um tempo de simulação alto e desnecessário para o modelo que apresenta menor distorção de malha.

O refino em cada modelo ficou da seguinte forma:

- No modelo com ferramentas planas o tarugo apresentou uma malha com elementos quatro vezes menores ao centro do tarugo do que na periferia, apresentando um

total de 32 elementos tanto ao longo de uma linha imaginária horizontal no tarugo como de uma vertical, totalizando 669 elementos de malha em todo o tarugo.

- O modelo com três ferramentas apresentou duas diferentes regiões quanto ao refino da malha, sendo uma com raio de 1,73mm e origem no centro do tarugo, com objetivo de refinar apenas a região central ao redor do vazio e apresentou 343 elementos da malha. A outra região representou o restante do tarugo e apresentou 603 elementos de malha.

Na sequência, foi criado um modelo denominado “Modelo III” que utilizou um recurso peculiar do software Abaqus, o recurso de análise de nucleação e coalescência de vazios, para confirmar a ocorrência de vazios no interior do tarugo como descrito na literatura e de verificar a eficácia deste recurso.

Este “Modelo III” foi concretizado numericamente seguindo os parâmetros adotados nos “Modelos I”, porém com uma ressalva, que foi a adição de propriedades de porosidade na caracterização numérica do aço microligado 38MnSiVS5 utilizado no modelo do tarugo (Sánchez, 2008):

- Parâmetros do material: $q_1 = 1,5$; $q_2 = 1,0$ e $q_3 = 2,25$;
- Fração de volume dos vazios nucleados $f_N = 0,04$;
- Desvio padrão $s_N = 0,1$;
- Valor médio da distribuição normal da tensão de nucleação $\varepsilon_N = 0,3$;
- Valor crítico da fração de volume de vazios $f_c = 0,15$;
- Valor da fração de volume de vazios para a falha $f_F = 0,25$ e
- Densidade relativa $r=0,990203$ (obtida por análise da imagem proveniente de micrografia do aço microligado e que foi tratada com o software ImageJ, Figura 3.5).

Como os dados para materiais porosos são específicos para cada aço devendo ser obtidos por métodos experimentais específicos, os valores apresentados neste estudo são valores comuns tipicamente adotados para os aços (Sánchez, 2008).

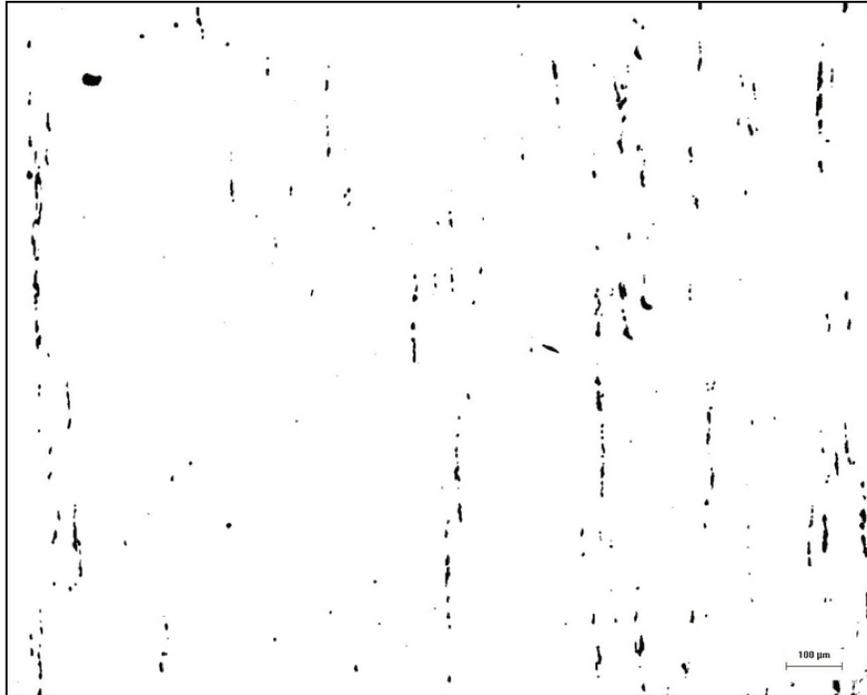


Figura 3.5: Corte longitudinal de barra do aço microligado 38MnSiVS5 no qual se destacam os vazios analisados pelo software ImageJ.

Os próximos modelos formulados, denominados “Modelos IV”, foram elaborados para estudar a influência de vazios na região central do tarugo, mantendo inalterados os parâmetros básicos dos “Modelos I”, porém apresentando diferenças pelo uso de uma malha com refino no centro do tarugo, pela variação da quantidade, distribuição e dimensões dos vazios presentes, pelo acréscimo do fator de atrito constante de 0,5 nas laterais dos vazios para o caso de se tocarem devido à deformação e por utilizarem o recurso de malha adaptativa se reorganizando três vezes a cada dez incrementos de cálculos.

Os vazios foram definidos como sendo circulares por esta geometria ser a mais utilizada para a representação de defeitos de porosidade dos aços e, principalmente, quando se faz uso de recursos do MEF como pode ser observado nos trabalhos de Chen (2006) e de Tvergaard et al. (2002).

A distância entre os vazios foi definida pelo modelo com cinco vazios, apresentando valor igual ao diâmetro destes vazios para simular uma situação de provável ocorrência de interação entre os vazios, como explicado por Li (2003), posto que, uma vez que a distância entre dois

defeitos (como fissuras e vazios) seja comparável aos seus comprimentos, as tensões de tração que favorecem a estrição podem coalescer estes defeitos.

Os “Modelos IV” foram criados para representarem tarugos com vazios internos na sua região central que podem ser divididos em três subgrupos de acordo com a dimensão dos vazios, sendo um subgrupo com vazio de diâmetro igual a $20\mu\text{m}$ (Figura 3.6), outro subgrupo com vazio de diâmetro igual $1,2\text{mm}$, ou seja, $1/20$ do diâmetro do tarugo (Figura 3.7) e o último subgrupo com vazios de diâmetro igual a $0,6\text{mm}$, ou seja, $1/40$ do diâmetro do tarugo (Figura 3.8).

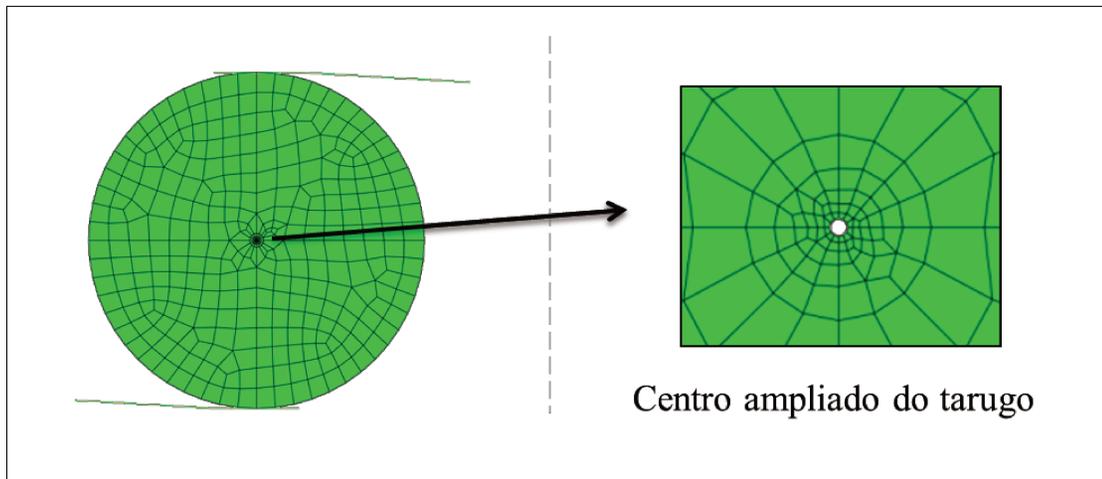


Figura 3.6: Tarugo modelado com um vazio interno de diâmetro igual a $20\mu\text{m}$.

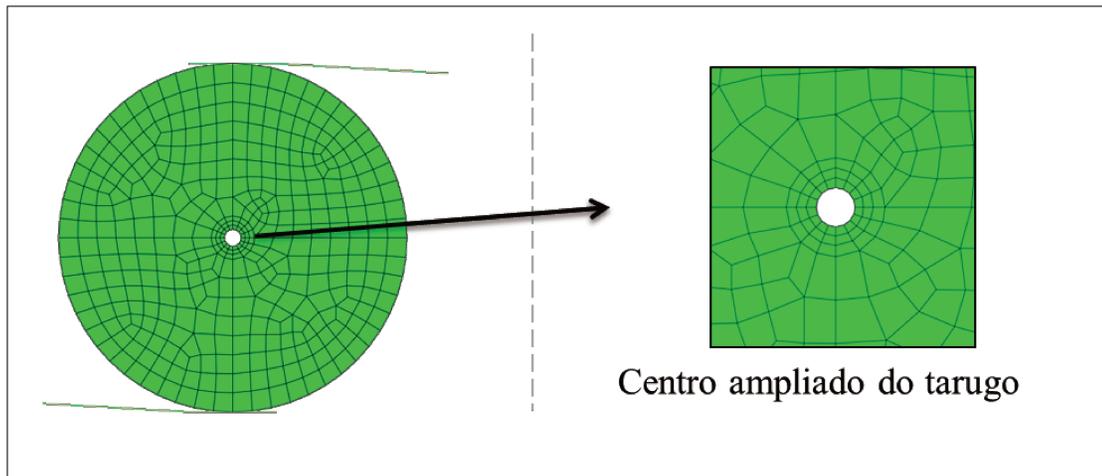


Figura 3.7: Tarugo modelado com vazio interno de diâmetro igual a $1,2\text{mm}$.

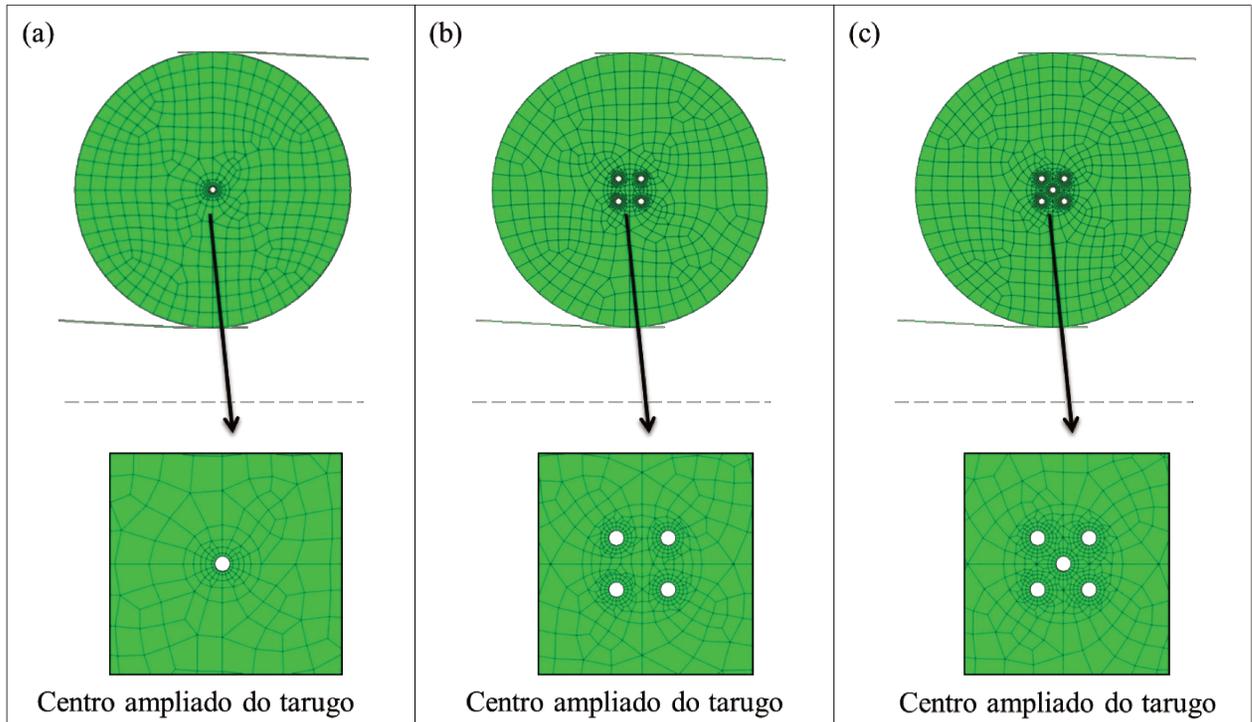


Figura 3.8: Tarugos modelados com vazios internos de diâmetro igual a 0,6mm: (a) um vazio central, (b) quatro vazios e (c) com cinco vazios.

A malha do tarugo de cada modelo foi imposta com diferentes distribuições para evitar o erro da simulação devido a distorção excessiva, sem aumentar excessivamente o tempo de simulação, assim cada modelo apresentou um refino de malha da seguinte forma:

- O tarugo com o micro-vazio apresentou três diferentes regiões quanto à densidade da malha. A região com maior densidade foi a mais próxima do tarugo e apresentou uma forma circular de origem no centro do vazio e com raio de valor igual a 0,1mm, resultando em uma região com 80 elementos da malha. A segunda região também apresentou a forma circular, mas com raio de 0,5mm e abrangendo apenas a porção fora da primeira região, resultando em 64 elementos da malha. O restante da malha apresentou os elementos com mesma dimensão dos elementos do modelo “LTC 2D 6” que é a malha padrão a todos os modelos, assim apresentando 355 elementos da malha.
- O tarugo com o maior vazio (de diâmetro igual a 1,2mm) apresentou apenas duas regiões, uma ao redor do vazio, com raio igual a 1,5mm e um total de 48 elementos.

A segunda região foi responsável pelo restante da malha do tarugo e apresentou os elementos da malha com dimensão padrão, resultando em 352 elementos.

- O tarugo com um vazio de diâmetro igual a 0,6mm apresentou três regiões com diferentes densidades de malha. A região central apresentou raio de 0,65mm e um total de 40 elementos da malha. A próxima região apresentou raio de 1,5mm e foi responsável pela área que a primeira região não envolveu, apresentando 47 elementos da malha. O restante do tarugo apresentou os elementos de malha padrão com a maior dimensão e apresentou 359 elementos.
- O modelo com o tarugo apresentando quatro vazios de diâmetro igual a 0,6mm também apresentou três regiões de diferentes densidades de malha, sendo que a menor delas foi modelada ao redor de todos os vazios, apresentou raio de 0,6mm, com origem no mesmo ponto de origem de cada vazio e apresentou uma quantidade de 40 elementos em volta de cada um destes quatro vazios. A segunda região apresentou raio de 2,3mm com origem no centro do tarugo, foi efetiva apenas na porção em que as primeiras regiões não foram presentes e apresentou um total de 180 elementos. A última região representou a porção mais externa do tarugo e apresentou 359 elementos da malha de dimensão padrão.
- Ainda quanto às regiões de densidade de malha, o modelo com o tarugo apresentando cinco vazios de diâmetro de 0,6mm se diferenciou do modelo com quatro vazios pelo fato da região com maior densidade de malha abranger os cinco vazios, da quantidade de elementos da segunda região ter apresentado 201 elementos e da região mais externa ter apresentado 381 elementos.

Os valores do diâmetro dos vazios de 1,2mm e de 0,6mm foram definidos maiores do que o real para acelerar o tempo de simulação, enquanto que o valor de 20 μ m como diâmetro foi definido para representar um vazio real que possa existir no aço microligado 38MnSiVS5, como determinado em micrografias deste aço (Figura 3.9) pelo software de análise de imagens ImageJ.

Este procedimento de aumentar o tamanho dos vazios deve ser realizada com cautela para que os valores e aspecto de evolução dos resultados como a tensão, temperatura e deformação plástica não apresentem valores distantes do modelo com dimensão de vazio real indicando a falta de precisão.

Para observar a diferença entre os modelos, seus resultados serão comparados e verificado a possibilidade do uso de vazios de tamanho maior que o real.

Deve-se destacar que o valor de $20\mu\text{m}$ foi obtido por simplificação do diâmetro de $20,71\mu\text{m}$ que é o diâmetro obtido pela média da área dos 10 maiores vazios encontrados no aço microligado (Tabela 3.5), sendo que o vazio destacado pelo círculo superior direito na Figura 3.9 não foi utilizado na realização da média por ser excessivamente maior que os demais (apresentando diâmetro de $27,4\mu\text{m}$), considerado assim uma exceção para os tamanhos de vazios do aço microligado 38MnSiVS5.

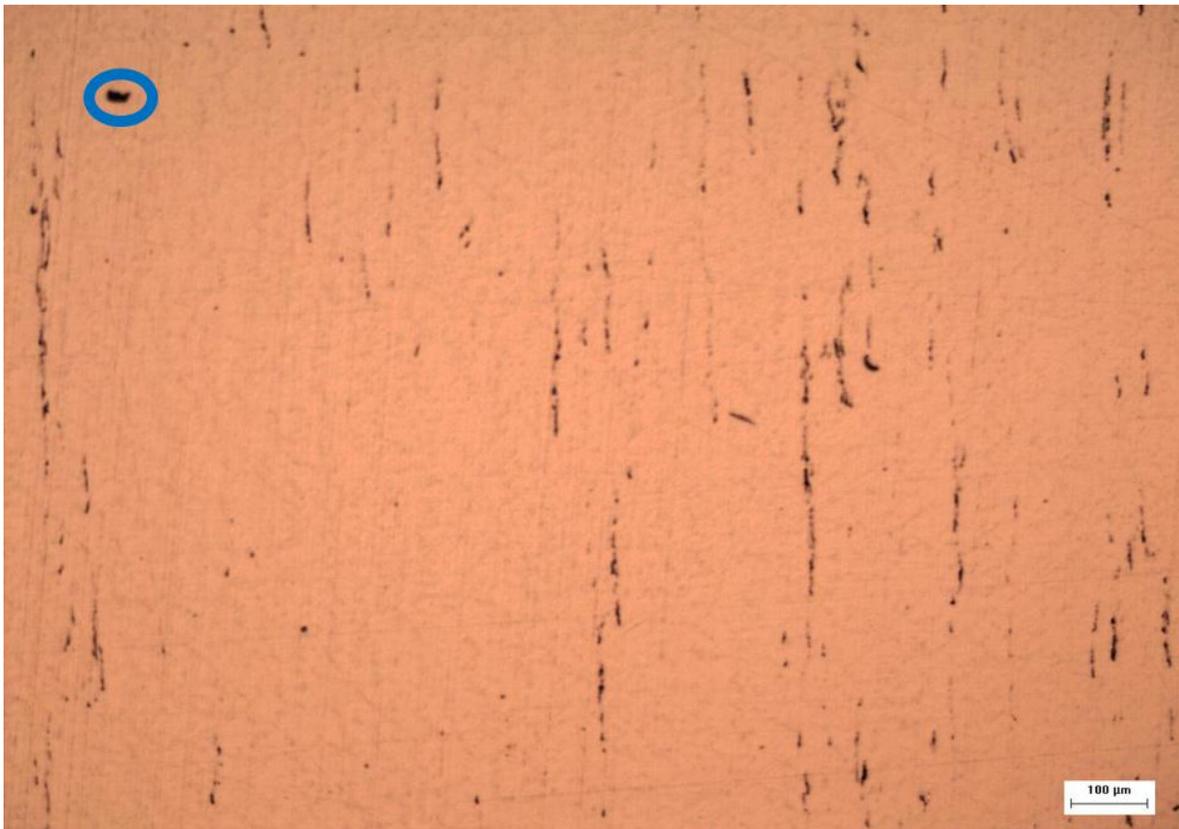


Figura 3.9: Imagem proveniente do aço microligado 38MnSiVS5 utilizada para análise micrográfica de vazios. O vazio destacado pelo círculo representa o maior vazio da imagem.

Tabela 3.5: Áreas e diâmetros dos dez maiores vazios (desconsiderado o vazio destacado em azul na Figura 3.9) presentes no aço microligado 38MnSiVS5.

Área [μm^2]	Diâmetro [μm]
283,0600	18,9843
285,9631	19,0814
303,3822	19,6540
316,4465	20,0727
335,3172	20,6625
339,6719	20,7962
339,6719	20,7962
351,2847	21,1487
367,2521	21,6241
465,9602	24,3573
Média dos diâmetros igual a	
20,7177μm	

Segundo Dixin et al. (2009), além dos vazios, o desempenho e a qualidade dos aços também são influenciados pela quantidade, tipo, forma, tamanho, distribuição e comportamento das inclusões sob deformação e, segundo Ervasti et al. (2005), mesmo apenas uma inclusão, quando grande, apresenta grande risco ao material ao seu redor devido à possibilidade de deformar vazios.

Modelos que apresentaram inclusões com diâmetros de 0,6mm nos locais dos vazios foram elaborados e nomeados como “Modelos V”. Estes modelos apresentaram diferenças quanto aos parâmetros de modelagem numérica ao serem comparados com os “Modelos IV” pelo fato de ter sido acrescentado um fator de atrito constante igual a 0,5 entre o material da matriz metálica do tarugo e as inclusões.

Outro fator importante da elaboração destes modelos são as propriedades dos materiais adotados nas inclusões, que foram baseados no material do tarugo (aço microligado 38MnSiVS5), sendo que houve alteração apenas nos valores das tensões da curva tensão deformação, que receberam valores hipotéticos como no trabalho de Ervasti et al. (2005), no qual as inclusões consideradas duras apresentaram valores de tensão três vezes mais altas e as

inclusões consideradas macias apresentaram valores de tensão três vezes mais baixas que as do material da matriz metálica do tarugo.

Outro aspecto destes “Modelos V” está relacionado com a geometria das inclusões, que foram idealizadas segundo o trabalho de Yu et al. (2009), de modo que as inclusões apresentaram as formas geométricas de um círculo, de um quadrado e de um triângulo (Figura 3.10, Figura 3.11 e Figura 3.12).

Devido às geometrias das inclusões serem diferentes, suas áreas tiveram o mesmo valor para que as diferenças de tamanho não afetassem o campo de tensão, permitindo que fosse possível verificar a influência do formato das inclusões sem a interferência associada às suas dimensões (Dixin et al., 2009).

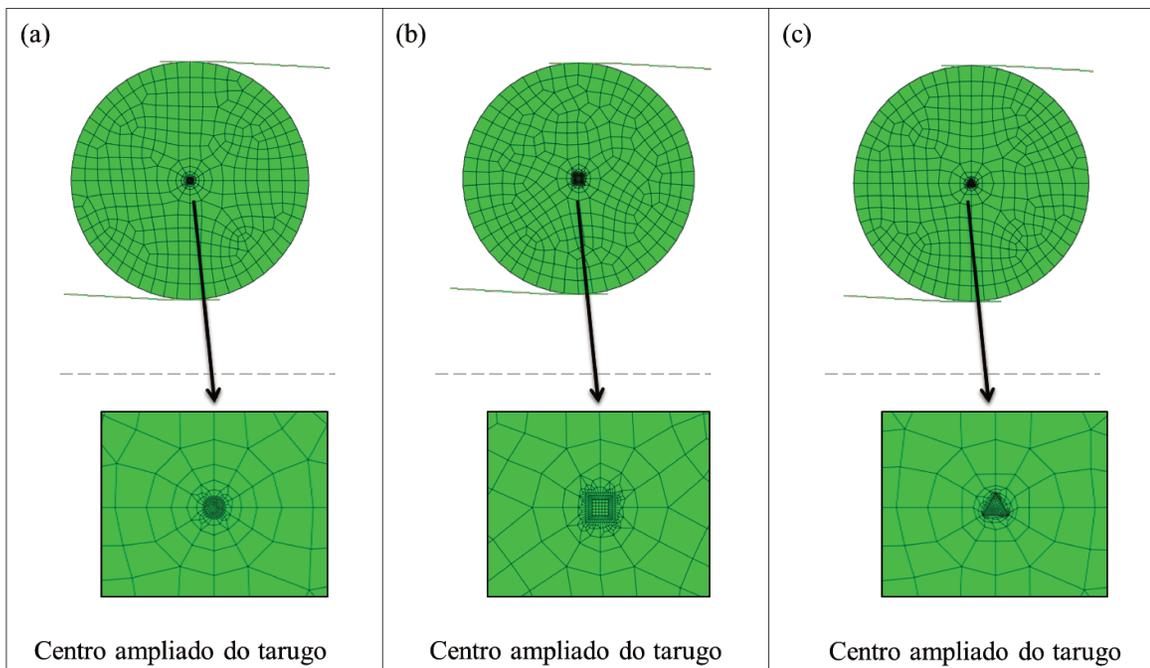


Figura 3.10: Tarugos modelados com uma inclusão central: (a) inclusão circular, (b) inclusão quadrática e (c) inclusão triangular.

A malha dos modelos com uma inclusão apresentaram diferentes quantidades de elementos e modos de implantação para alcançar um menor tempo de simulação, como segue:

- Os modelos dos tarugos apresentando uma inclusão circular apresentaram três diferentes regiões quanto à densidade da malha. A região mais próxima a inclusão

apresentou raio de 0,4mm, origem no mesmo ponto da origem da inclusão e uma quantidade de 56 elementos da malha. A segunda região apresentou raio de 2,3mm e 79 elementos da malha na porção ao redor da primeira região, enquanto que a terceira região foi responsável pela densidade de malha do restante do tarugo e apresentou 315 elementos de malha de dimensão padrão como obtido no modelo “LTC 2D 6”.

- Os modelos dos tarugos apresentando uma inclusão quadrática também apresentaram três diferentes regiões. A região mais próxima a inclusão apresentou a forma quadrática como a inclusão, porém maior, posicionada para ficar ao redor da inclusão, com cada lado medindo 1,0mm e apresentou uma quantidade de 112 elementos da malha. A segunda região apresentou a forma circular com o ponto de origem sobre a origem do tarugo, com raio de 2,3mm e 135 elementos da malha na porção ao redor da primeira região, enquanto que a terceira região foi responsável pela densidade de malha do restante do tarugo e apresentou 301 elementos de malha de dimensão padrão.
- Já os modelos de inclusões triangulares apresentaram quatro regiões com diferentes níveis de densidade de malha. A região mais próxima a inclusão apresentou a mesma forma da inclusão (um triângulo equilátero), porém maior e posicionada para ficar ao redor da inclusão, com cada lado medindo 0,45mm e apresentando uma quantidade de 39 elementos da malha. A segunda região foi circular com raio de 0,75mm, ponto de origem no mesmo ponto de origem do raio do tarugo e correspondeu a 97 elementos da malha. A terceira região também apresentou forma circular com o ponto de origem sobre a origem do tarugo, mas com raio de 2,3mm e 24 elementos da malha na porção ao redor da segunda região, enquanto que a quarta região foi responsável pela densidade de malha do restante do tarugo, apresentando 315 elementos de malha de dimensão padrão.

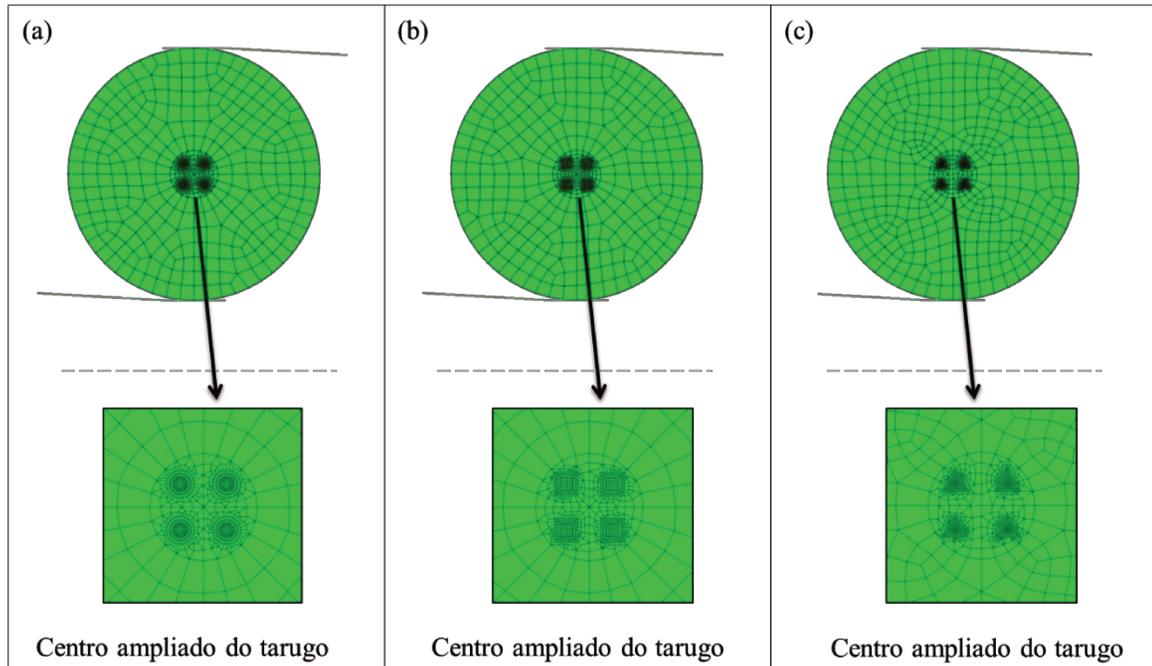


Figura 3.11: Tarugos modelados com quatro inclusões centrais: (a) inclusões circulares, (b) inclusões quadráticas e (c) inclusões triangulares.

Assim como nos modelos com uma inclusão, a malha dos modelos com quatro inclusões também apresentaram diferentes quantidades de elementos em cada modelo com o objetivo de conseguir um menor tempo de simulação:

- Os modelos dos tarugos apresentando quatro inclusões circulares apresentaram três diferentes regiões quanto a densidade da malha. A primeira região foi presente ao redor de cada inclusão, com raio de 0,6mm, origem no mesmo ponto de origem da inclusão e uma quantidade de 64 elementos da malha ao redor de cada inclusão, assim, um total de 256 elementos. A segunda região apresentou raio de 2,3mm e 242 elementos da malha na porção ao redor da primeira região e a terceira região apresentou 315 elementos de malha de dimensão padrão no restante do tarugo.
- Os modelos dos tarugos apresentando quatro inclusões quadráticas apresentaram três diferentes regiões. A região mais próxima as inclusões apresentou a forma quadrática como a inclusão, porém maior, posicionada para ficar ao redor de cada inclusão, sendo que cada lado mediu 1,0mm e apresentou uma quantidade de 64 elementos da malha ao redor de cada inclusão. A segunda região apresentou forma

circular com o ponto de origem sobre a origem do tarugo, raio de 2,3mm e 274 elementos da malha na porção ao redor da primeira região. A terceira região foi responsável pela densidade da malha do restante do tarugo e apresentou 277 elementos de dimensão padrão.

- Os modelos com inclusões triangulares também apresentaram três regiões com diferentes níveis de densidade de malha. A primeira região apresentou a forma de um triângulo equilátero ao redor de cada inclusão, porém maior, com cada lado medindo 1,13mm e apresentando uma quantidade de 33 elementos da malha ao redor de cada inclusão. A segunda região foi circular, com raio de 2,3mm, ponto de origem no mesmo ponto de origem do raio do tarugo e com 348 elementos da malha. A terceira região foi responsável pela densidade de malha do restante do tarugo, apresentando 352 elementos de dimensão padrão.

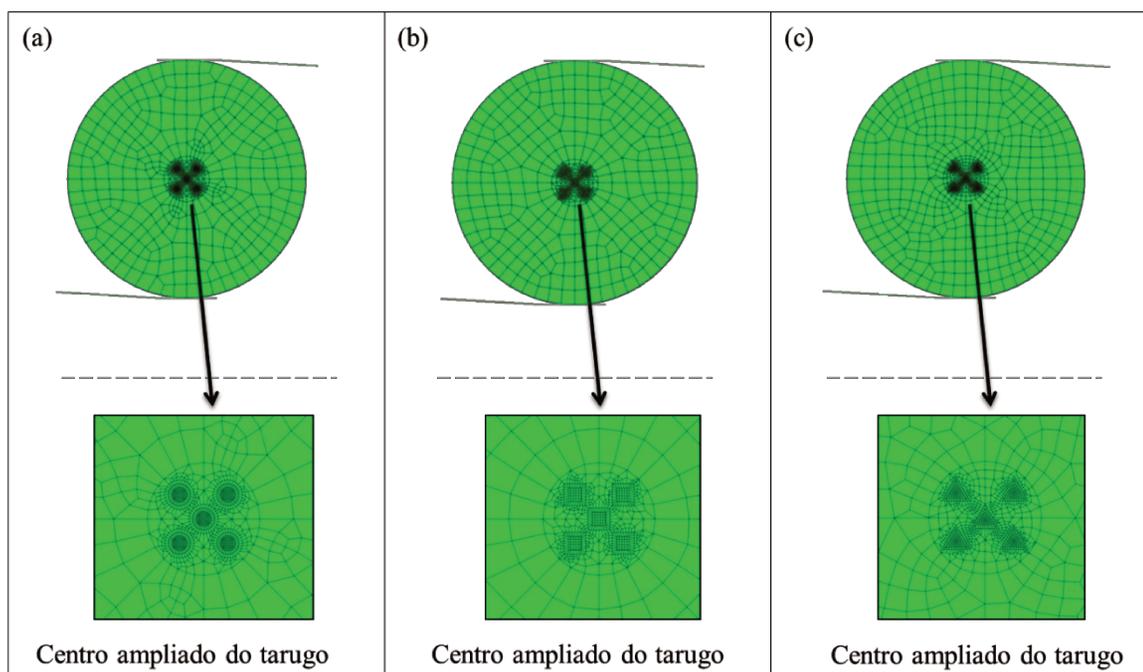


Figura 3.12: Tarugos modelados com cinco inclusões centrais: (a) inclusões circulares, (b) inclusões quadráticas e (c) inclusões triangulares.

Os modelos com cinco inclusões, assim como os outros modelos com inclusões, também apresentaram diferentes refinamentos de malha para evitar a ocorrência de erro devido a distorção excessiva e um menor tempo de simulação:

- Os modelos dos tarugos apresentando cinco inclusões circulares apresentaram três diferentes regiões para a densidade da malha. A primeira região foi presente ao redor de cada inclusão, com raio de 0,6mm, origem no mesmo ponto da origem da inclusão e uma quantidade de 64 elementos da malha ao redor de cada inclusão, ou seja, um total de 256 elementos. A segunda região apresentou raio de 2,3mm e 264 elementos da malha na porção ao redor da primeira região. A terceira e última região apresentou 319 elementos de dimensão padrão.
- Os modelos dos tarugos apresentando cinco inclusões quadráticas também apresentaram três diferentes regiões quanto à densidade de malha. A primeira região, mais próxima a inclusão, apresentou a forma quadrática como a inclusão, porém maior, posicionada para ficar ao redor de cada inclusão, sendo que cada lado desta região media 0,9mm e apresentou uma quantidade de 32 elementos da malha ao redor de cada inclusão. A segunda região apresentou forma circular com o ponto de origem sobre a origem do tarugo, raio de 2,3mm e 334 elementos da malha na porção ao redor da primeira região. E a terceira região, responsável pela densidade de malha do restante do tarugo, apresentou 279 elementos de dimensão padrão.
- Os modelos com inclusões triangulares também apresentaram três regiões com diferentes níveis de densidade de malha. A primeira região apresentou a forma de um triângulo equilátero assim como a inclusão, porém maior e localizada ao redor de cada inclusão, com cada lado medindo 1,13mm e, assim, 33 elementos da malha ao redor de cada inclusão. A segunda região apresentou forma circular, com raio de 2,3mm, ponto de origem no mesmo ponto de origem do raio do tarugo e com 469 elementos da malha. A terceira região, responsável pela malha do restante do tarugo apresentou 352 elementos de dimensão padrão.

Além das geometrias circulares, quadráticas e triangulares das inclusões, também foi elaborado um modelo com as inclusões apresentando um misto destas geometrias (Figura 3.13), para estudar a interação de inclusões de diferentes formas como proposto no trabalho de Dixin et al. (2009).

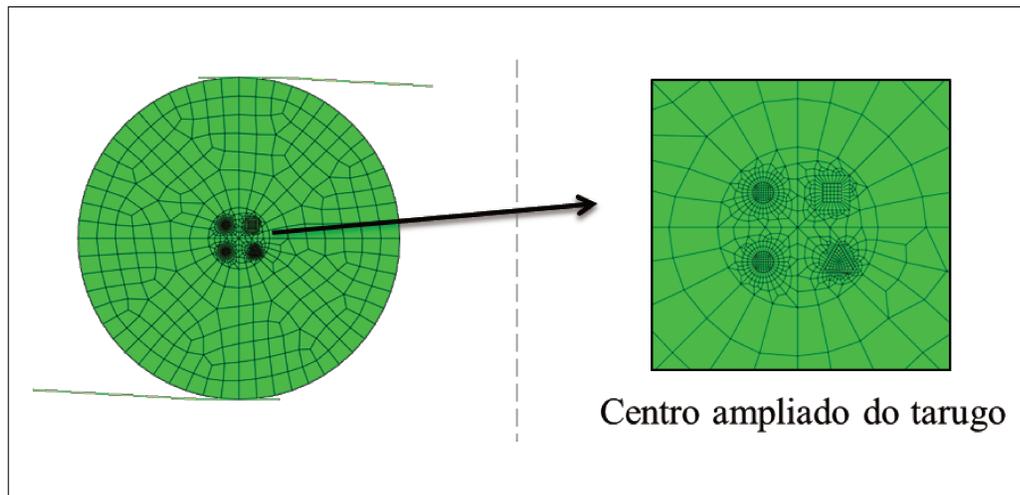


Figura 3.13: Tarugo com a região central modelado com quatro inclusões de diferentes configurações geométricas.

A disposição das inclusões com diferentes formas foi criada para que ocorressem interações com todas as formas de inclusões, ou seja, ocorrendo interação da inclusão circular com a quadrática e a triangular e da inclusão triangular com a quadrática.

Este modelo com varias formas de inclusões apresentou cinco regiões com diferentes densidades de malha para evitar a ocorrência de erro pela sua distorção excessiva, da seguinte forma:

- A primeira região foi ao redor das duas inclusões circulares, com raio de 0,6mm, origem no mesmo ponto da origem das inclusões e uma quantidade de 64 elementos da malha ao redor de cada inclusão.
- A segunda região foi ao redor da inclusão quadrática, com cada lado medindo 1mm e 32 elementos da malha.
- A terceira região foi ao redor da inclusão triangular e apresentou a forma de um triangulo equilátero com cada lado medindo 1,13mm e 45 elementos da malha.
- Já a quarta região apresentou forma circular com o ponto de origem sobre a origem do tarugo, raio de 2,3mm e 326 elementos da malha na porção central do tarugo envolvendo as outras três primeiras regiões, mas não fazendo parte delas.

- E a última região, responsável pela malha do restante do tarugo, apresentou 286 elementos de dimensão padrão.

3.3 Modelo tridimensional

Por último, para verificar se os resultados dos modelos bidimensionais condizem aos observados nos processos reais e verificar o comportamento do tarugo pelo processo LTC completo, dois modelos tridimensionais do processo real foram criados.

Foi criado um modelo com um vazio central de forma esférica (como realizado no modelo bidimensional dos “Modelos IV”) para avaliar o comportamento deste vazio durante o processo LTC e outro modelo que apresentou propriedades de porosidade (como no modelo bidimensional “Modelo III”) para observar as regiões mais propícias a formação de vazios.

Os modelos tridimensionais (Figura 3.14) apresentaram diferenças de modelagem em relação aos dos modelos bidimensionais pelo fato das ferramentas apresentarem malha triangular, a malha do tarugo ser de elementos hexaédricos, pelo vazio apresentar a forma de uma esfera e pelo tarugo e as ferramentas apresentarem dimensões no plano Z.

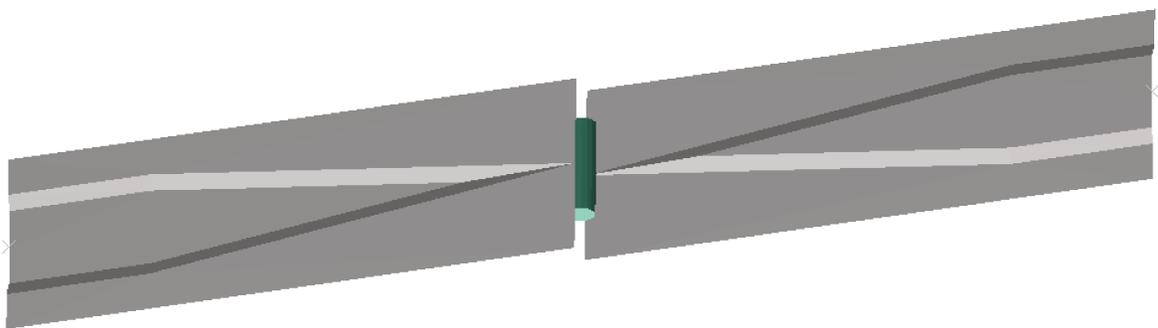


Figura 3.14: Aspecto do modelo tridimensional do processo LTC.

Um importante aspecto a se destacar é que estes modelos tridimensionais foram criados por simetria, assim a modelagem se fez por apenas metade das ferramentas e do tarugo, com o vazio

também apresentando apenas metade de sua dimensão por estar situado no ponto central do tarugo.

A escolha da criação do modelo tridimensional por simetria se deu pelo fato de que neste tipo de análise, apenas metade do processo é simulado, gerando economia no tempo de simulação.

A única diferença em relação às dimensões destes modelos tridimensionais ocorre por um modelo apresentar um vazio com diâmetro de 0,6mm, portanto, as outras dimensões, em ambos os modelos tridimensionais, foram as mesmas, seguindo as dimensões adotadas nos modelos bidimensionais, como observado na Figura 3.15.

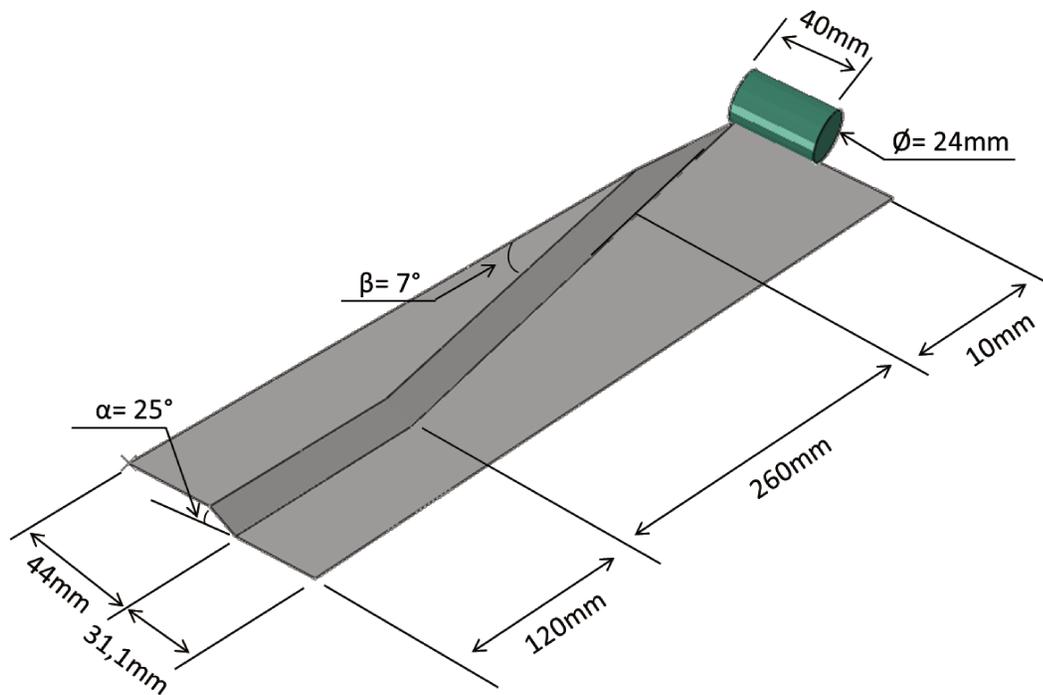


Figura 3.15: Dimensões da ferramenta e do tarugo no modelo tridimensional.

A malha adotada nestes modelos tridimensionais foi a malha classificada pelo software Abaqus como C3D8T (Figura 3.16), ou seja, uma malha de elementos hexaedros de oito nós com temperatura, sendo o deslocamento e a temperatura trilineares.

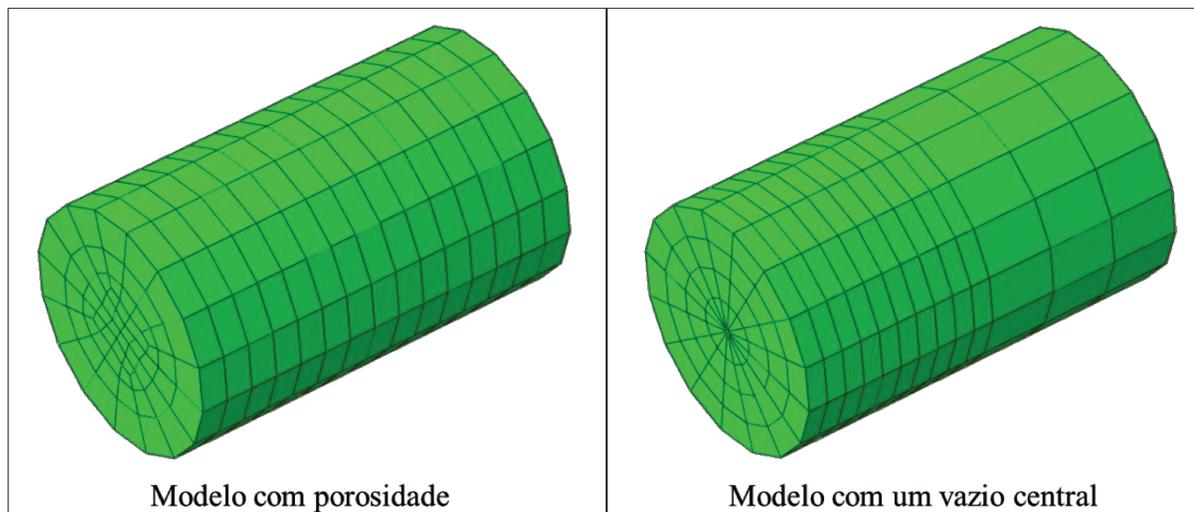


Figura 3.16: Aspecto da malha adotada nos modelos tridimensionais.

O modelo com o recurso de porosidade apresentou duas regiões com diferentes aspectos de malha. Uma região foi a responsável pela malha na superfície longitudinal do tarugo e apresentou cada elemento da malha com dimensão de aproximadamente 2,67mm, enquanto que as duas superfícies radiais apresentaram a malha mais densa na porção central do tarugo, sendo que o maior elemento apresentou dimensão de 3,86mm e o elemento maior apresentou dimensão de 1,28mm. Desta forma, o tarugo apresentou um total de 960 elementos de malha distribuído por todo seu corpo.

A malha do modelo com o vazio central em uma das laterais apresentou a face longitudinal repartida ao meio quanto à densidade de malha. A região no lado junto ao vazio apresentou maior densidade de malha por ser a região mais crítica do tarugo, com um total de 400 elementos, com a face longitudinal apresentando elementos de dimensão igual a 2mm, a face radial com dimensão de elementos igual 2,9mm e a face do vazio com 0,15mm de dimensão dos elementos.

A outra região, do lado oposto ao vazio, apresentou apenas 96 elementos, com a face longitudinal apresentando elementos de dimensão igual a 6,67mm e a face radial com elementos de dimensão igual a 4mm. No total, o tarugo deste modelo apresentou 496 elementos de malha.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os primeiros modelos (“Modelos I”) foram elaborados com o objetivo de determinar um parâmetro máximo para as dimensões dos elementos da malha, por comparação de resultados.

Sete modelos que se diferenciavam apenas quanto à densidade de malha foram simulados, sendo utilizados três pontos, destacados na Figura 4.1, para comparação dos resultados (Figura 4.2).

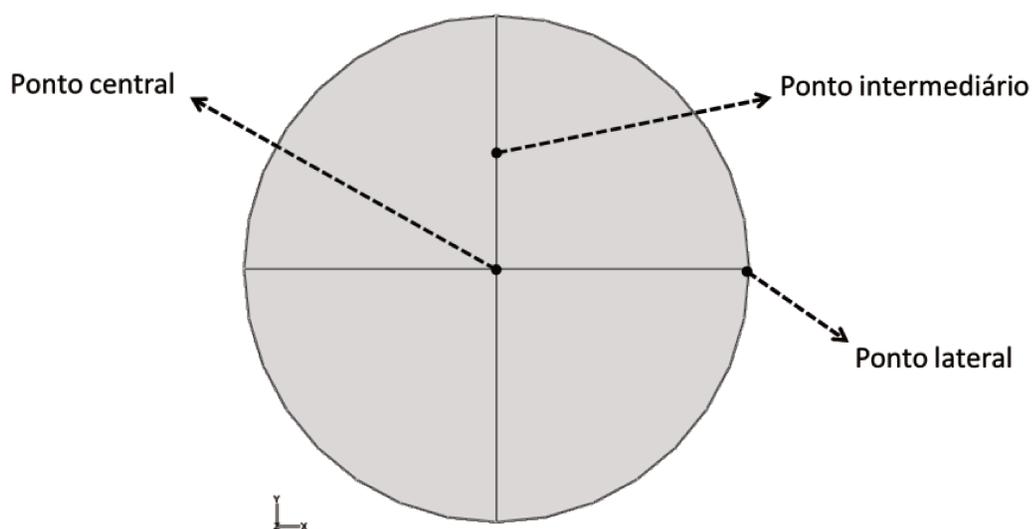


Figura 4.1: Representação dos pontos utilizados para análise de resultados.

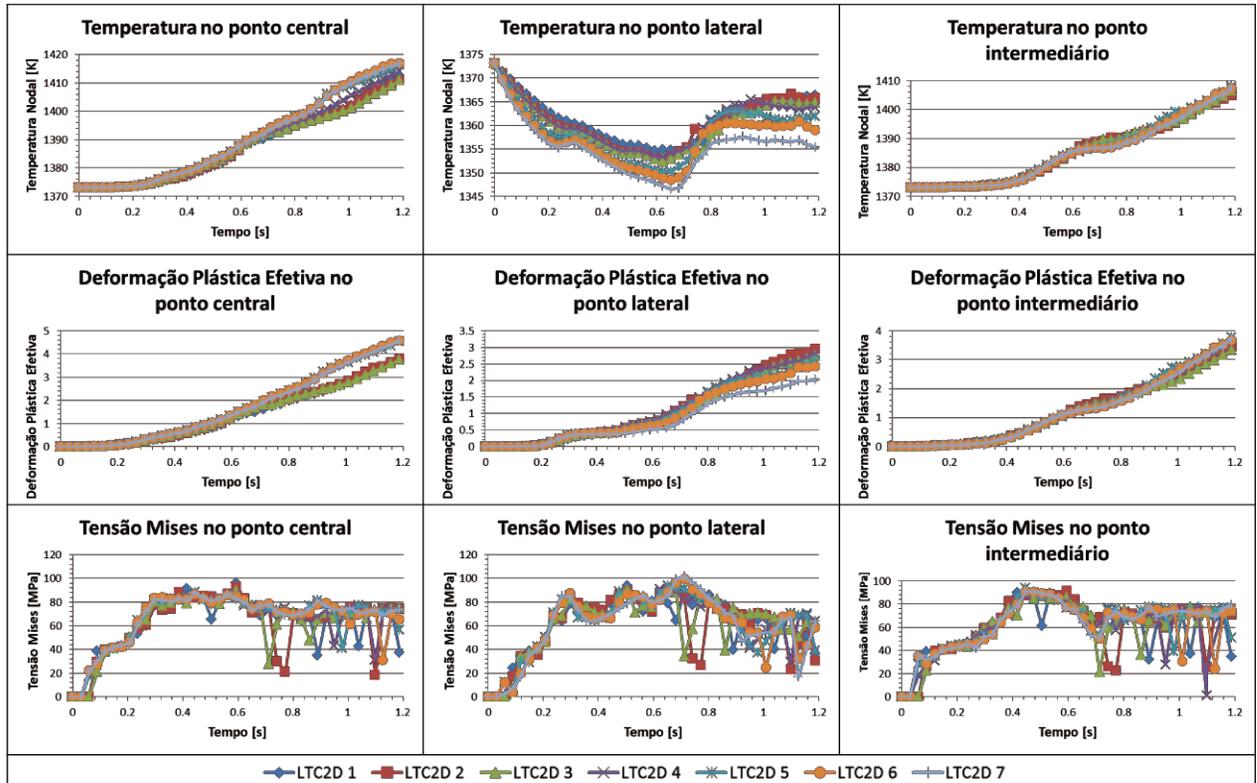


Figura 4.2: Comparação dos resultados dos “Modelos I” em três diferentes pontos.

De modo geral, os resultados dos sete modelos apresentaram boa concordância, e tenderam a um mesmo aspecto durante o processo, apresentando algumas diferenças apenas quanto a grandeza dos seus valores e quanto ao tempo gasto para completar a simulação.

Observou-se que os resultados do modelo “LTC 2D 6” foram bem próximos aos do modelo “LTC 2D 7” que apresentava o maior refino de malha, e por consequência, o maior tempo de simulação (Tabela 4.1). Assim, o modelo “LTC 2D 6” foi escolhido como sendo a base para todas as outras modelagens de forma que nenhum outro modelo criado apresentasse as dimensões dos elementos da malha maior que o utilizado neste modelo “LTC2D 6”.

Tabela 4.1: Tempo gasto na simulação dos “Modelos I”

Nomenclatura	Tempo de Processamento [h:min:s]
LTC 2D 1	01:43:45
LTC 2D 2	01:35:30
LTC 2D 3	01:46:21
LTC 2D 4	01:48:11
LTC 2D 5	3:54:20
LTC 2D 6	5:21:22
LTC 2D 7	15:04:35

Com a dimensão da malha definida, os “Modelos II” foram simulados em seguida, para verificar a correlação com resultados da bibliografia.

Como Gentile (2004) expressa em seu estudo, defeitos internos apresentam diferentes formatos por serem oriundos de processos com ferramentas planas quando comparados com processos nos quais se faz uso de três rolos.

Desta forma, dois modelos foram formulados, um com duas ferramentas planas e outro com três rolos, sendo que ambos os modelos apresentaram o tarugo com um vazio central de diâmetro 1/40 do diâmetro do tarugo.

Os resultados numéricos para a predição da forma final dos vazios, tanto para as ferramentas planas quanto para as ferramentas de três rolos, apresentaram boa concordância com o aspecto final esperado para o vazio informado no trabalho de Gentile (2004) (Figura 4.3).

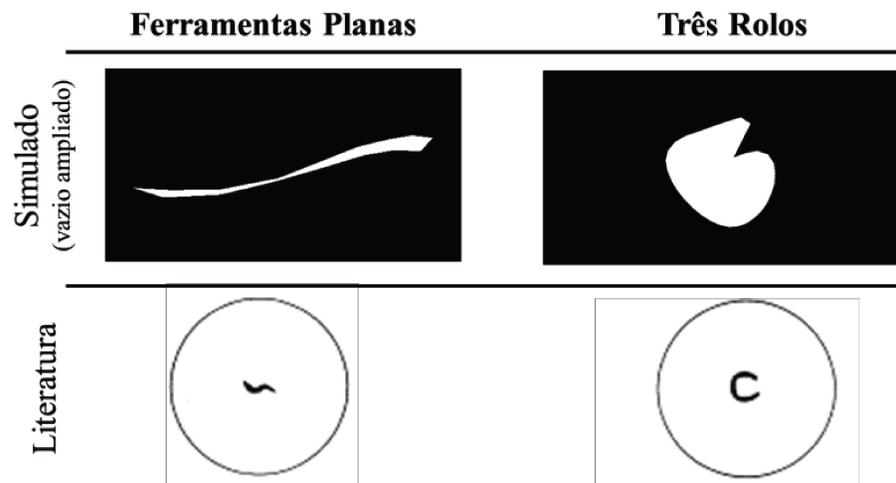


Figura 4.3: Comparação de resultados numéricos com resultados bibliográficos de vazios internos no centro do tarugo para diferentes configurações de ferramentas do processo LTC.

Como os modelos apresentaram resultados como era esperado, indicando que a deformação central do tarugo, que é a deformação mais complexa, apresentou resultados confiáveis, os resultados do modelo “LTC2D 6” (Figura 4.4) foram analisados e, para melhorar a compreensão dos valores destes resultados, os pontos central, lateral e intermediário deste modelo tiveram seus resultados dispostos em gráficos (Figura 4.5).

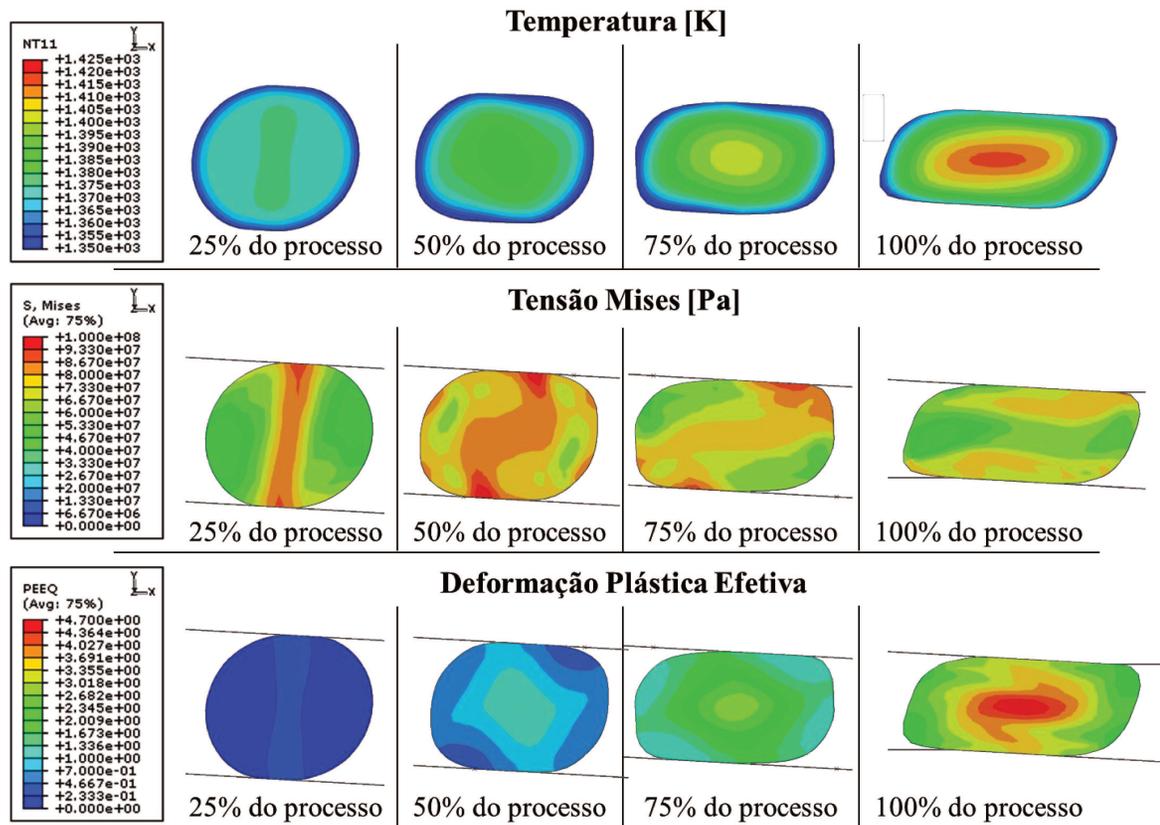


Figura 4.4: Resultados obtidos ao longo do processo no modelo “LTC2D 6”.

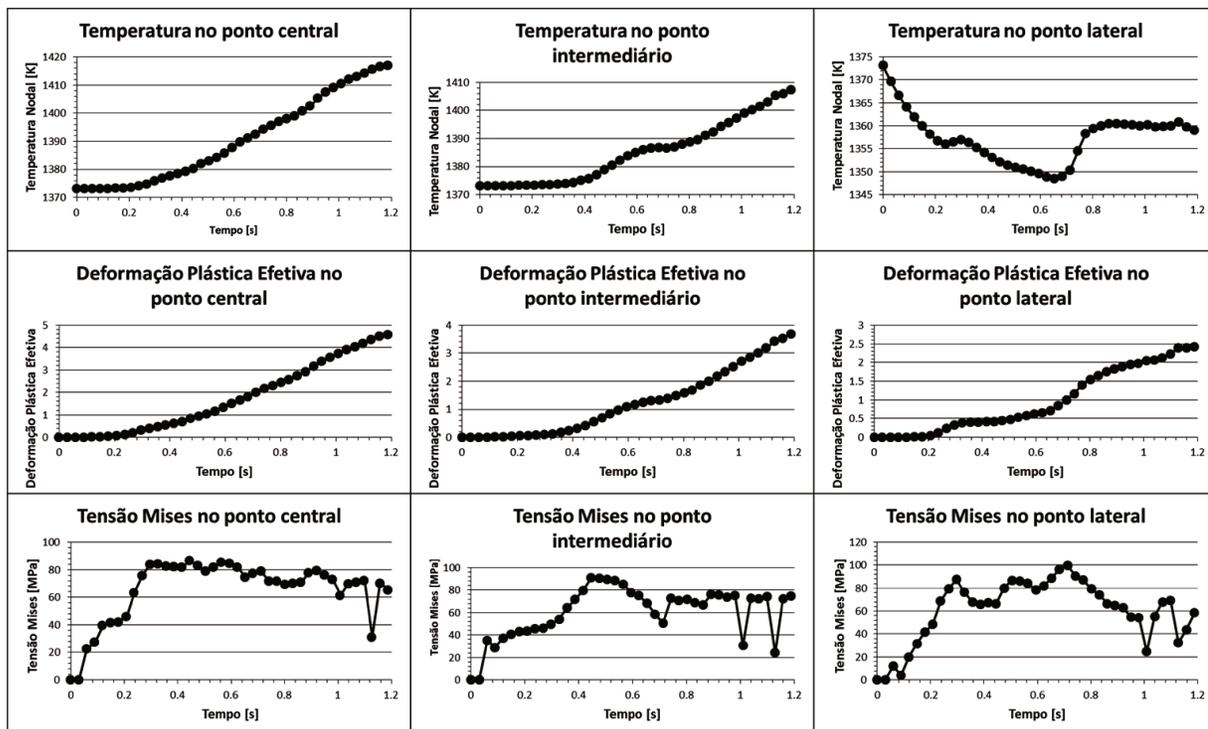


Figura 4.5: Resultados em três diferentes pontos do modelo “LTC 2D 6”.

Analisando a Figura 4.4 e os gráficos da Figura 4.5, observa-se que o campo de deformação plástica efetiva apresentou os maiores valores na região central. O valor da deformação aumenta à medida que o processo ocorre e quanto mais próximo do centro do tarugo, maior é o nível desta deformação plástica.

Nos três pontos analisados o aspecto da evolução da deformação plástica mostrou-se semelhante com um valor baixo, próximo a zero, no início do processo, até um momento em que a deformação começa a aumentar.

O centro do tarugo apresentou a variação mais acentuada de deformação atingindo o maior valor enquanto a região do ponto lateral na extremidade do tarugo apresentou fases de rápido crescimento da deformação causado pelo contato com as ferramentas e outra fase de deformação quase constante quando não havia contato com as ferramentas.

Da análise da Figura 4.4 é perceptível que a tensão no tarugo apresentou os maiores valores seguindo uma faixa entre a área de contato com a ferramenta superior até a inferior e que ao início do processo o seu valor aumenta até dado momento, mas então apresenta um pequeno

decréscimo de intensidade e tende a permanecer constante, indicando a ocorrência do equilíbrio entre o encruamento e o amaciamento térmico.

Assim como a deformação plástica efetiva, a tensão também apresentou a tendência dos maiores valores na região central do tarugo. O gráfico do ponto lateral apresentou dois picos de maior intensidade, um antes do tempo de 0,3s e outro próximo a 0,8s indicando o período em que esse ponto lateral faz contato com as ferramentas, sendo este período o mais crítico para a porção superficial do tarugo.

O ponto intermediário apresenta a junção dos gráficos de tensão dos pontos central e lateral, por ser realmente um ponto que está entre a região central e a externa do tarugo.

Outro aspecto da tensão que merece destaque é o fato da porção final do processo apresentar picos de baixa tensão em alguns determinados instantes, o que possivelmente indica certa imprecisão dos resultados no final do processo devido às grandes solicitações impostas.

A temperatura também apresentou aumento durante o processo na região central do tarugo, acompanhando o aumento da intensidade da deformação plástica, devido aos maiores níveis de deformação resultarem na dissipação de energia na forma de calor.

Próximo à região externa do tarugo, o valor da temperatura apresentou variações, pois além da geração de calor devido ao atrito e a deformação plástica, também houve perda de calor, devido a transferência térmica por condução para as ferramentas e pela radiação e convecção ao meio ambiente.

Ao analisar-se os gráficos de temperatura e de deformação plástica no ponto lateral da Figura 4.5, verifica-se que a temperatura na superfície do tarugo diminui até cerca da metade do tempo do processo, pois neste período os efeitos da transferência térmica do tarugo para as ferramentas e ao ambiente são predominantes, enquanto os níveis de deformação plástica ainda são pequenos.

Com o avanço do processo, a temperatura começa a aumentar indicando que os efeitos de geração de calor no tarugo são dominantes, resultando em uma geração de calor maior do que sua perda. Próximo ao final do processo a temperatura passa a apresentar um comportamento que tende a ser constante, o que indica o equilíbrio entre a geração e a perda de calor.

A presença dos maiores valores de deformação, tensão e temperatura na região central do tarugo indica que essa região é a mais crítica no processo de deformação, com elevados níveis de

solicitação, sendo assim a região mais suscetível à nucleação e desenvolvimento de defeitos internos.

O gráfico da Figura 4.6, que representa a curva de tensão de von Mises versus a deformação plástica efetiva no ponto central do tarugo do modelo “LTC 2D 6” indica a provável ocorrência de alterações na microestrutura do material como ocorrido na Figura 3.1 das curvas de tensão deformação utilizadas para caracterizar o aço microligado no software.

Inicialmente, a tensão de escoamento aumentou, devido ao encruamento do aço, até atingir um pico de tensão e então, apresentou uma leve queda na tensão, passando a apresentar um estado de equilíbrio entre o encruamento e o amaciamento térmico, indicando a ocorrência da recristalização dinâmica do material durante o processo.

Faz-se importante lembrar que o pico de baixa tensão próximo ao final do processo não condiz com os outros resultados até então obtidos, indicando a perda de precisão nos resultados finais, provavelmente, devido às altas deformações a qual o tarugo bidimensional passa a ser submetido ao final da simulação por não apresentar deformação axial, que ocorre no processo real e em modelagens tridimensionais, sendo assim um pico de tensão que pode ser desprezada nesta análise.

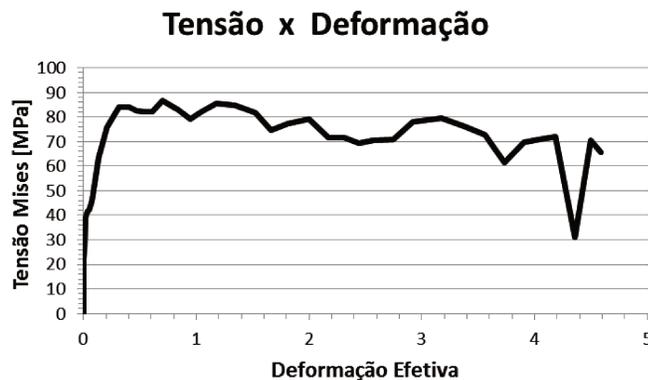


Figura 4.6: Curva tensão versus deformação do ponto central do modelo “LTC2D 6”.

Outro modelo criado foi o de análise de porosidade, que teve por objetivo comprovar por seus resultados (Figura 4.7 e Figura 4.8) que a concentração e a formação de poros no aço utilizado no processo LTC ocorre na região central do tarugo como assumido neste estudo e descrito na literatura.

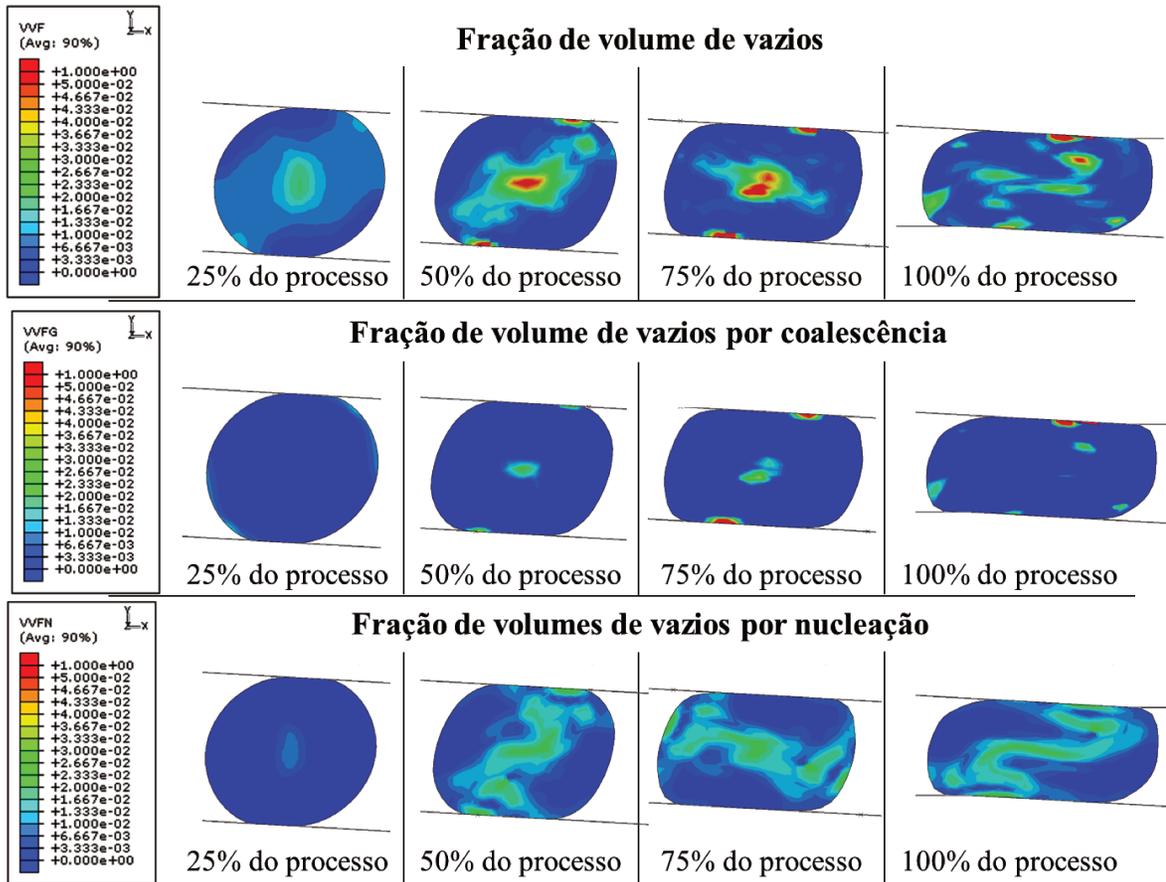


Figura 4.7: Resultados obtidos ao longo do processo oriundos do modelo com porosidade.

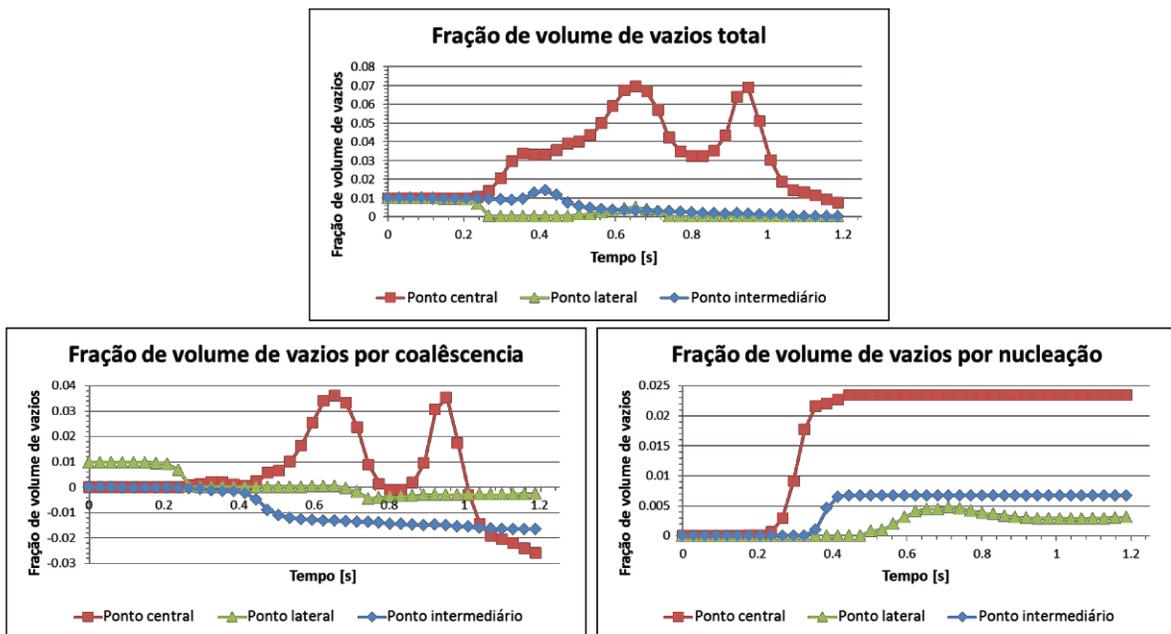


Figura 4.8: Resultados da intensidade da porosidade em diferentes pontos do modelo.

Inicialmente, o tarugo praticamente não apresenta sinais de porosidade, que rapidamente passa a se concentrar na região central, como observado no gráfico “Fração de volume de vazios total” da Figura 4.8.

Após cerca de metade do tempo de simulação, apesar da maior concentração de porosidade ainda ser no centro do tarugo, a sua intensidade se reduz, o que pode ser explicado pela ocorrência do fechamento dos vazios devido à grande deformação de compressão imposta ao modelo bidimensional (faz-se importante salientar que em um processo real existe a deformação axial do tarugo e assim, é provável que a densidade da porosidade não diminua tanto como obtido neste modelo bidimensional).

O Abaqus calcula dois tipos de resultados na predição da densidade de porosidade para, então, apresentar uma média final: um é pela análise da formação de vazios através da nucleação e outro, pela coalescência dos vazios.

A fração de volume de vazios por nucleação apresentou aspecto de desenvolvimento praticamente igual por todo o tarugo, sem apresentar-se no início do processo. Porém, durante o processo cresceu em intensidade, principalmente na região central, até atingir um valor em que esse ganho cessou e a fração permaneceu constante.

A fração de volume de vazios por coalescência apresentou um comportamento interessante. No início do processo tendeu a permanecer nula, quando então passou a aumentar no centro do tarugo devido, provavelmente, ao alto nível de vazios nucleados presentes nesta região. Porém, após cerca de metade do tempo do processo, passou a diminuir até chegar a zero, que é quando a intensidade de nucleação já está constante.

Observa-se que o ciclo se repete, com a fração voltando a aumentar devido à grande deformação e por ainda existirem vazios sendo nucleados e então, novamente, diminuir como efeito desta mesma deformação que continua a aumentar. Neste último ciclo, o valor da fração diminui até valores negativos, indicando a ocorrência da eliminação de vazios, o que pode ser explicado pelo alto nível de deformação plástica que causou o fechamento destes vazios.

Fora da região central do tarugo, a fração de volume de vazios por coalescência ocorreu de forma diferente do que no centro, sendo que estas outras regiões praticamente não apresentaram o efeito de coalescência, devido ao baixo número de vazios que ali são nucleados, mas apresentaram o efeito de fechamento de vazios já que a deformação plástica compressiva era presente.

A densidade da porosidade do tarugo proveniente do processo LTC é maior na região central e a sua intensidade depende do nível de deformação plástica. Se a deformação plástica estiver abaixo de um mínimo necessário, os vazios formados não estarão sujeitos ao fechamento, a maioria deles permanecerão e, como consequência, uma alta densidade de porosidade.

Porém, se o nível de deformação plástica efetiva for muito alto, a nucleação e coalescência inicial de vazios também serão elevadas, e mesmo com o efeito de fechamento dos vazios pela grande deformação plástica, é possível que muitos vazios ainda permaneçam no tarugo.

Os campos de tensão, de deformação plástica efetiva e de temperatura também foram analisados para avaliar suas alterações em comparação com o modelo “LTC 2D 6” (Figura 4.9) que não apresenta este recurso de porosidade.

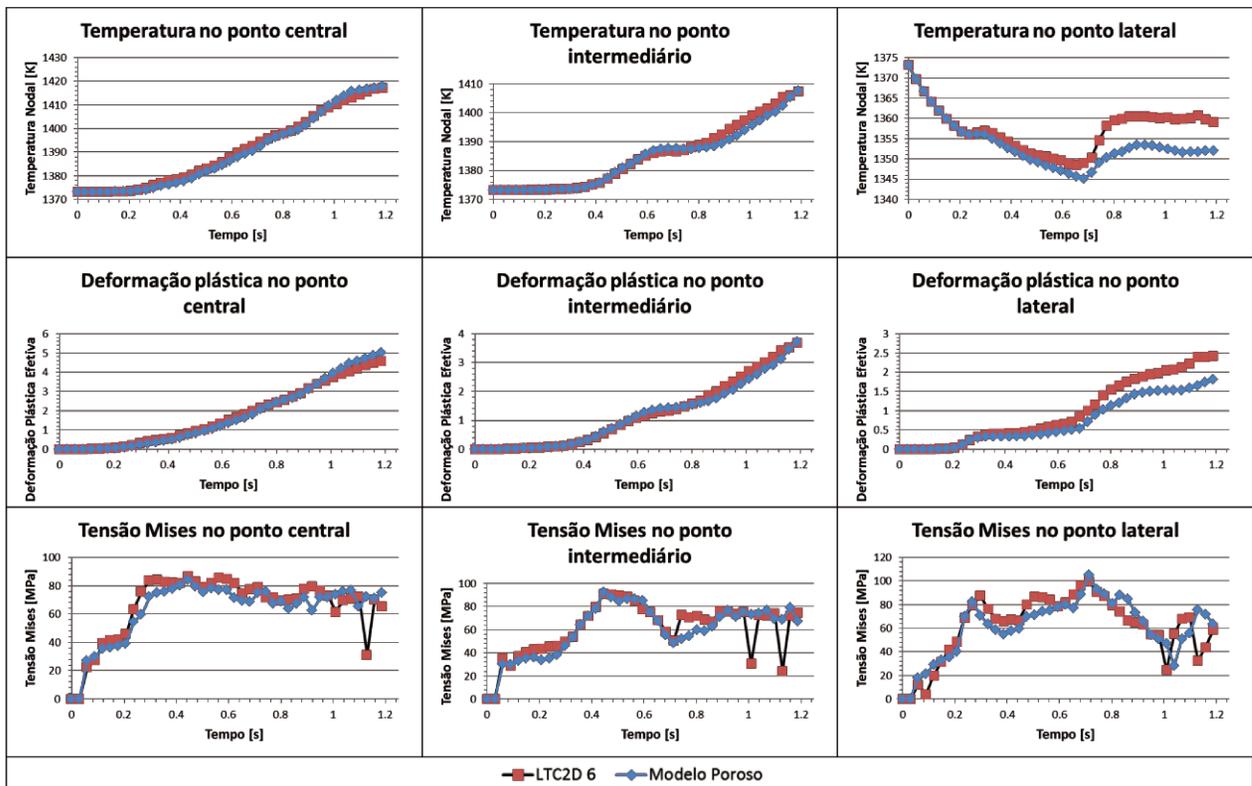


Figura 4.9: Comparação em três diferentes pontos dos valores de temperatura, deformação plástica efetiva e tensão Mises do modelo com porosidade em relação ao modelo “LTC 2D 6”.

Os valores da tensão, da deformação plástica efetiva e da temperatura, tanto no ponto central como no ponto intermediário não apresentaram diferenças significativas quando

comparados ao modelo “LTC 2D 6” sem a caracterização da porosidade, o que sugere que, mesmo com a densidade de porosidade maior nestes pontos, as suas propriedades quase não são alteradas.

O ponto lateral, o mais externo possível no tarugo, apresentou variações de pequena intensidade em relação aos resultados do modelo “LTC 2D 6”. A temperatura, a deformação plástica efetiva e a tensão Mises do modelo poroso apresentaram valores poucos diferentes do modelo “LTC 2D 6” e com aspecto das linhas dos gráficos bem parecidos, o que indica que a porosidade causa alterações mínimas nos resultados em relação aos modelos nos quais não ocorre o surgimento de defeitos devido a essa porosidade.

Após a confirmação pela simulação numérica e de referências da literatura de que o defeito interno no produto do processo LTC se concentra na região central do tarugo, diferentes modelos com vazios internos acrescentados ao centro do tarugo foram simulados para se verificar como estes vazios se comportam e o que causam no tarugo durante o processo LTC.

Inicialmente, foram obtidos os resultados do modelo com um vazio de diâmetro igual a $20\mu\text{m}$ (Figura 4.10).

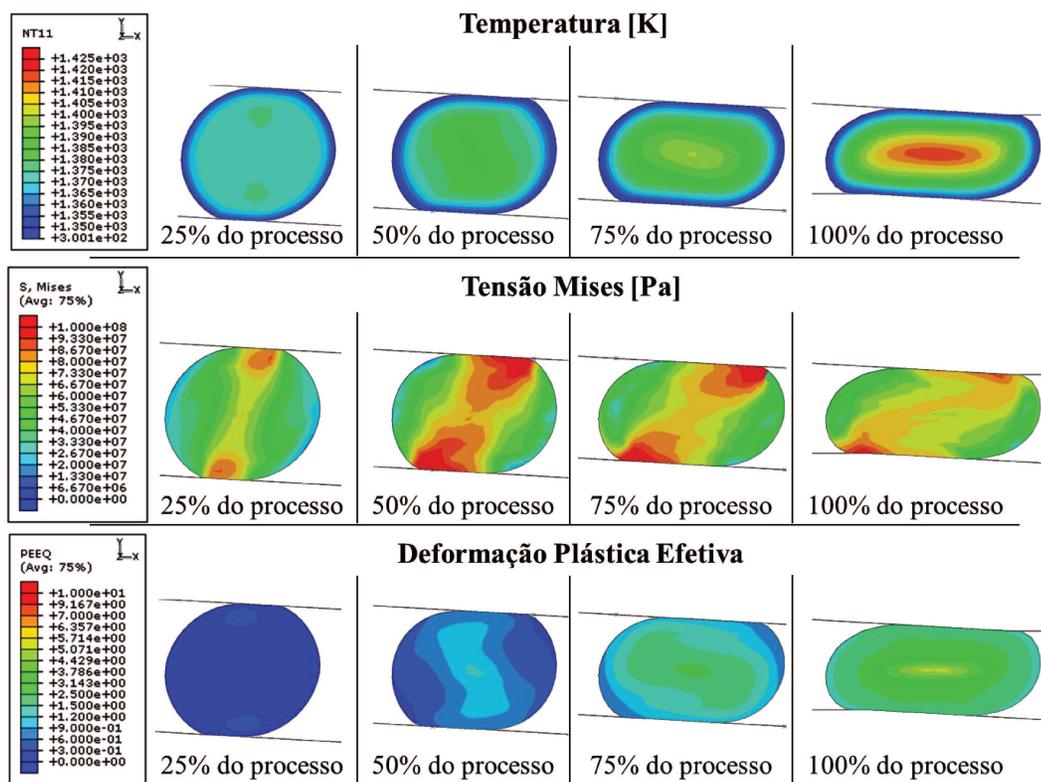


Figura 4.10: Etapas da simulação do tarugo com vazio central de $20\mu\text{m}$ de diâmetro.

Este modelo bidimensional, apesar de representar um vazio de dimensão igual aos existentes em um tarugo real, teve um gasto de tempo elevado (cerca de 198 horas) devido ao pequeno diâmetro do vazio necessitar de uma malha extremamente refinada, o que inviabiliza a utilização desta modelagem para um grande número de simulações.

Assim, modelos com vazios maiores (de diâmetro igual a 1/20 e 1/40 do diâmetro do tarugo) foram criados para avaliar a diferença de resultados em função da dimensão dos vazios (Figura 4.11 e Figura 4.12).

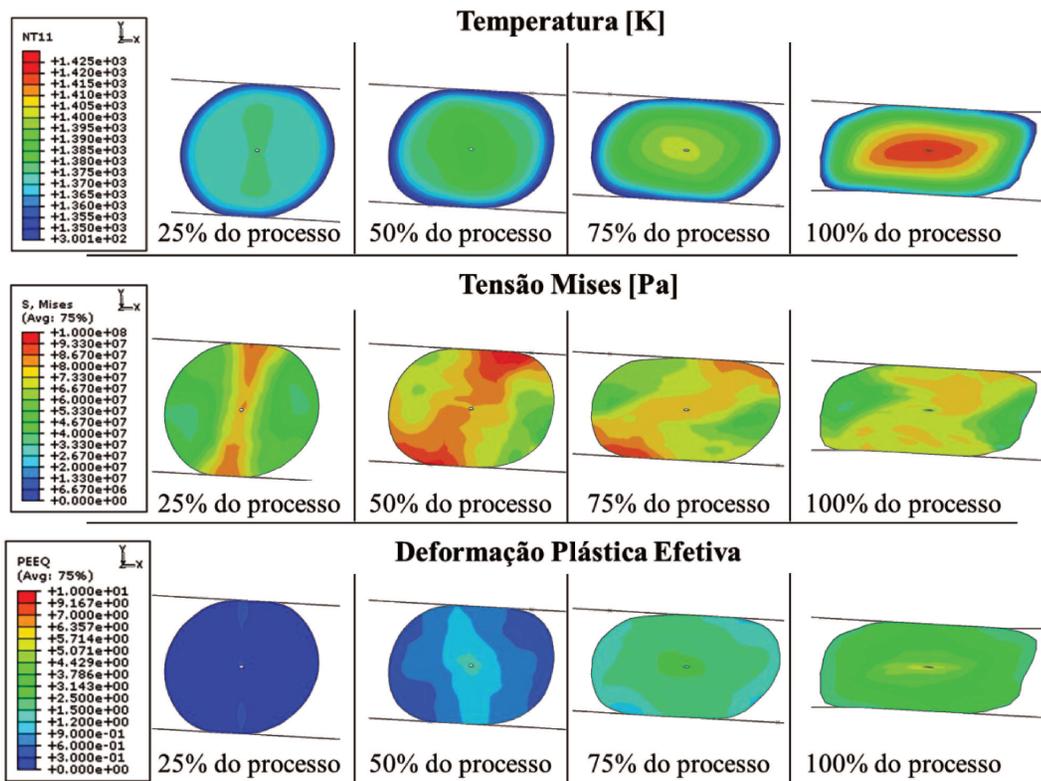


Figura 4.11: Etapas da simulação do modelo com um vazio de diâmetro igual a 0,6mm.

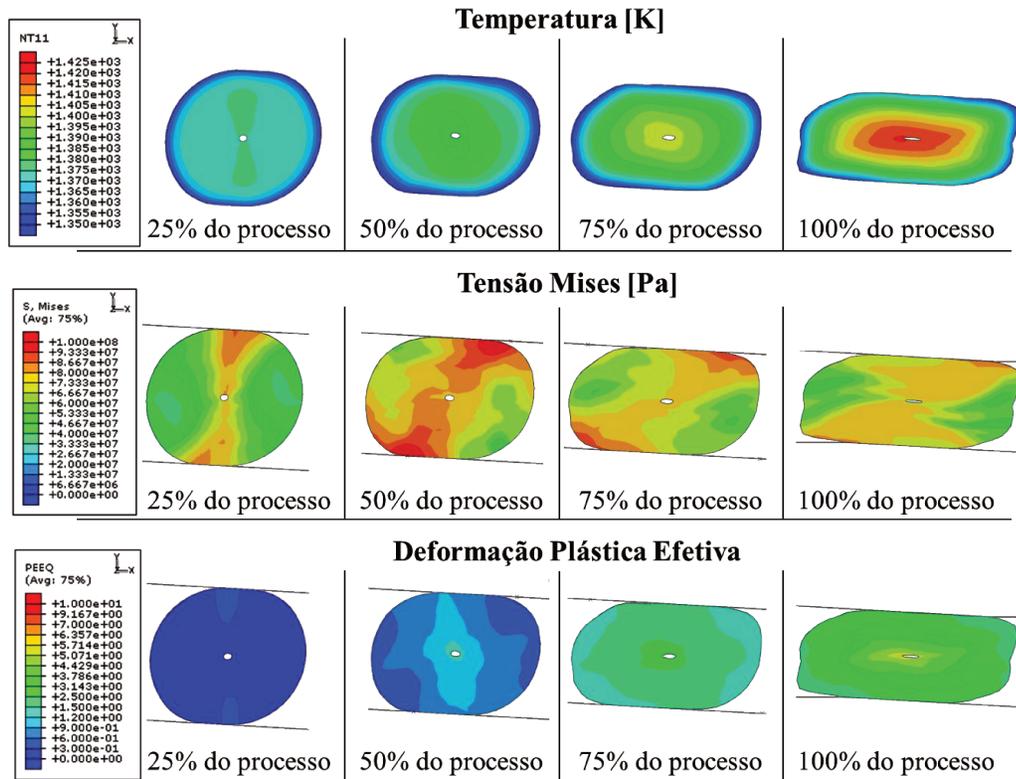


Figura 4.12: Etapas da simulação do modelo com um vazio de diâmetro igual a 1,2mm.

Três pontos foram definidos no tarugo para a análise dos resultados nos modelos com defeitos: um ponto situado na parte superior do defeito, ponto central, outro ponto situado na extremidade lateral direita do tarugo, ponto lateral e, o último, ponto intermediário, localizado entre o ponto central e a extremidade superior do tarugo (Figura 4.13), para comparar de forma mais precisa os resultados destes três modelos (Figura 4.14).

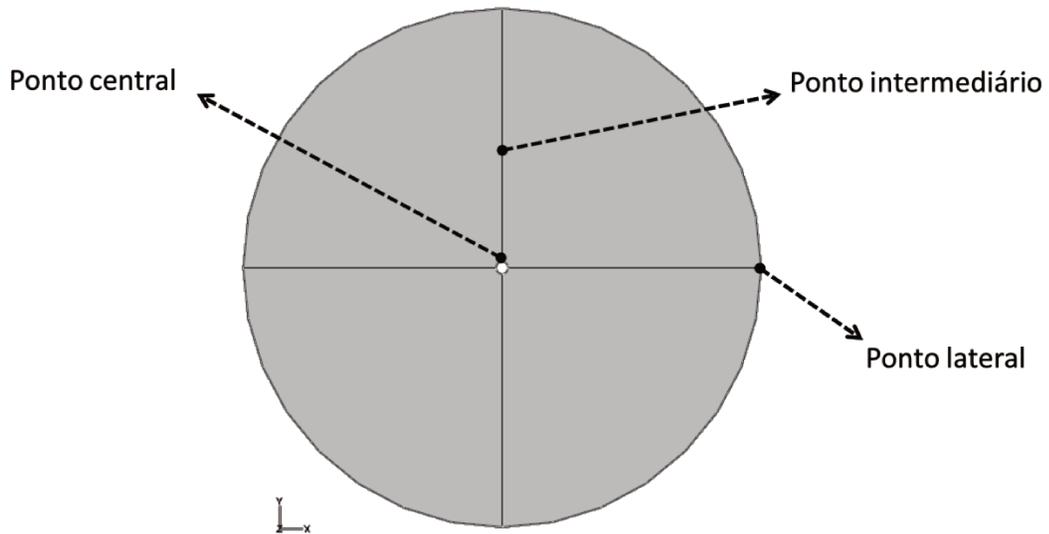


Figura 4.13: Representação dos pontos adotados para obtenção dos resultados nos modelos com defeito central.

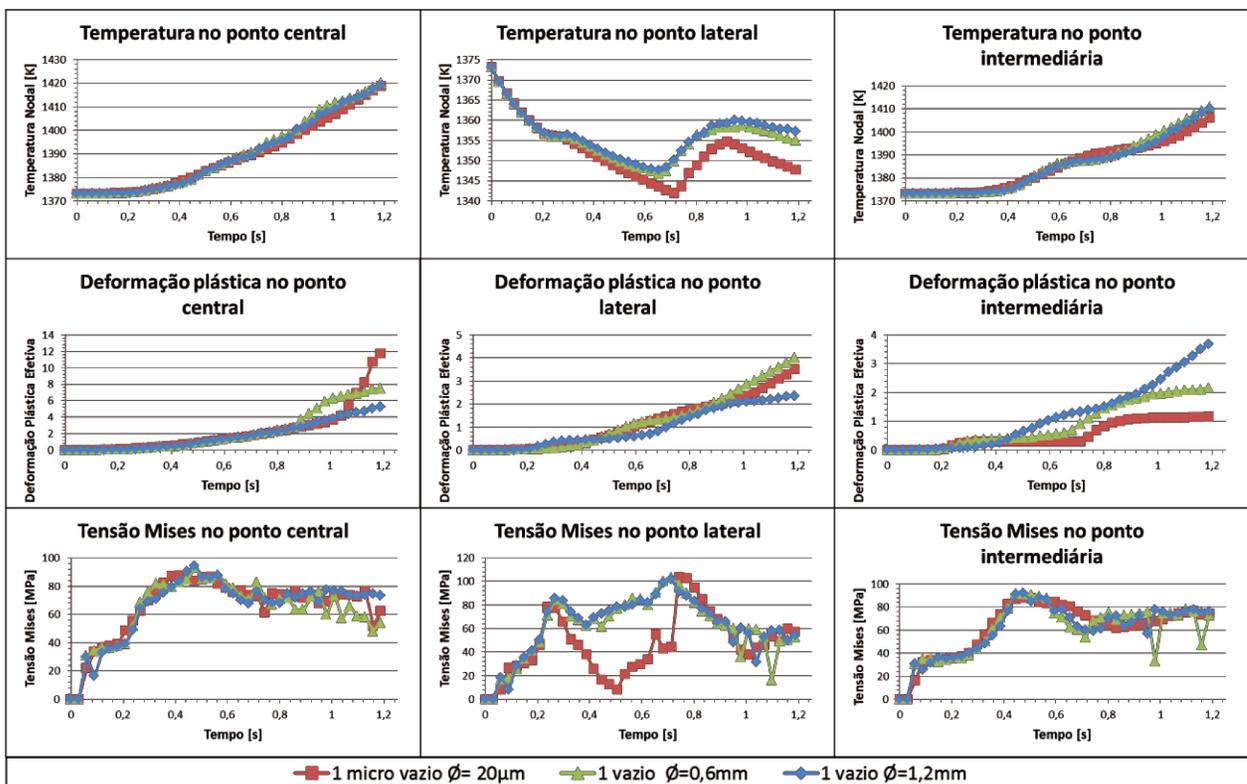


Figura 4.14: Gráficos de comparação dos resultados dos modelos com um vazio.

Os modelos com macro-vazios tiveram um ganho apreciável no tempo de simulação sendo que o modelo com vazio de 0,6mm de diâmetro gastou cerca de 90 horas para ser simulado e o modelo com o vazio de diâmetro igual a 1,2mm, um pouco mais de 16 horas.

Os resultados da temperatura, da deformação plástica e da tensão dos três modelos com diferentes dimensões dos vazios apresentam-se próximos, sendo que apenas a tensão no ponto lateral apresentou diferenças consideráveis.

O modelo com micro-vazio apresentou variação do valor da tensão bem maior do que os outros dois modelos com vazios, e maior até mesmo que dos modelos densos, indicando que, provavelmente, devido ao tamanho muito pequeno do micro-vazio, e assim, a utilização de uma malha que teve alta variação no tamanho dos elementos, causou imprecisão nos resultados obtidos, já que nos outros modelos isto não ocorreu. Como esta foi a única alteração significativa nos resultados, assumiu-se que os modelos com macro-vazios são aceitáveis para simular a influência dos vazios.

O aspecto dos vazios após a deformação dos modelos com macro-vazios no centro do tarugo apresentaram variações significativas ao serem comparados com o modelo com micro-vazio, que apresentou a forma mais alongada dentre todos os modelos analisados (Figura 4.15).

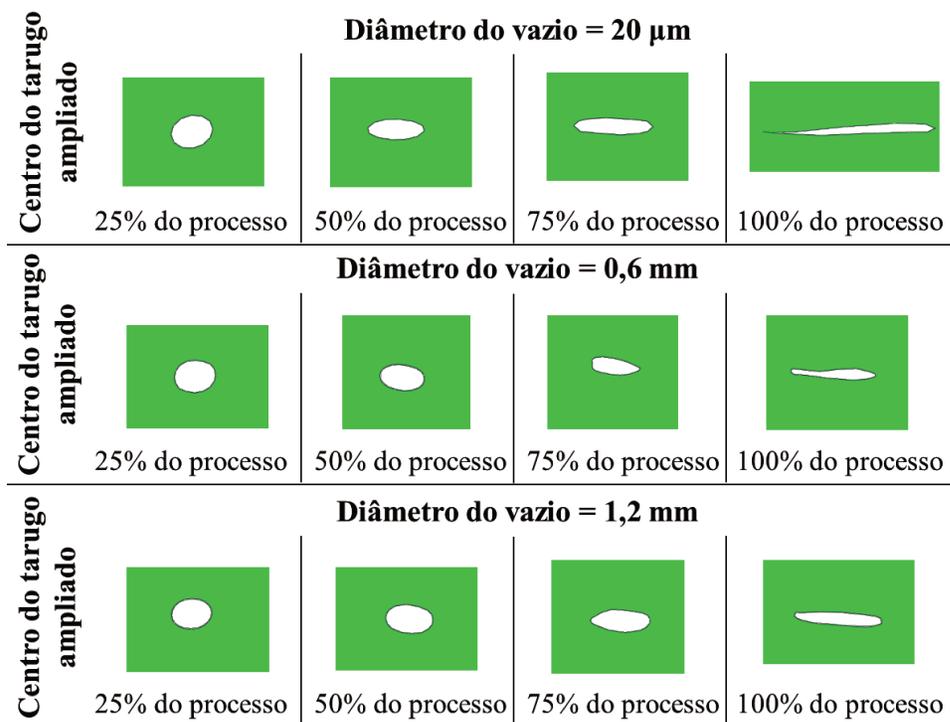


Figura 4.15: Destaque do centro do tarugo nos modelos com vazios de dimensões distintas.

O modelo com vazio de diâmetro igual a 0,6mm apresentou resultados um pouco mais próximos do modelo com micro-vazio e como a sua dimensão é a menor dos dois modelos de macro-vazios, assim se aproximando mais de um vazio real, a modelagem dos defeitos nos modelos seguintes foram realizados seguindo o valor da dimensão do vazio de 0,6mm.

Antes de continuar com a modelagem, o modelo com vazio de diâmetro igual a 0,6mm foi analisado e verificou-se que este modelo apresentou resultados muito próximos aos do modelo denso (Figura 4.16), com a deformação plástica efetiva no ponto central apresentando a maior diferença de resultados.

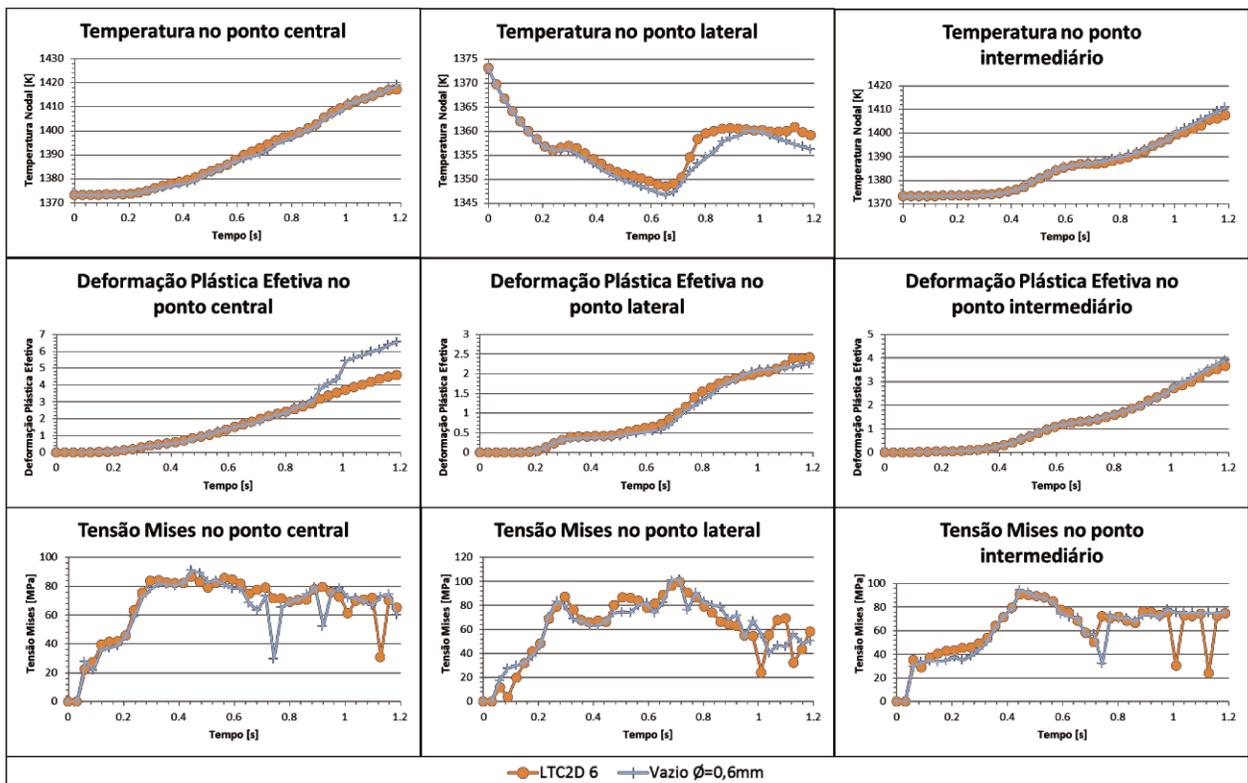


Figura 4.16: Resultados do ponto central do modelo com um vazio no centro do tarugo.

Apesar de já se ter diminuído o tempo de simulação pelo aumento do vazio, o tempo de simulação gasto ainda era elevado e sabendo que os próximos modelos seriam mais complexos e apresentariam quantidades maiores de interações, passou-se a utilizar o recurso de escala de massa para diminuir ainda mais o tempo de processamento.

Com o objetivo de determinar um valor aceitável para se utilizar o método de escala de massa, outros seis modelos, do modelo com um vazio interno de diâmetro igual a 0,6mm, foram criados, com cada um apresentando um valor diferente de escala de massa: 10, 20, 35, 50, 75 e 100.

Os resultados obtidos nestes modelos com o recurso de escala de massa foram comparados entre si e com o modelo original sem o recurso (Figura 4.17, Figura 4.18 e Figura 4.19).

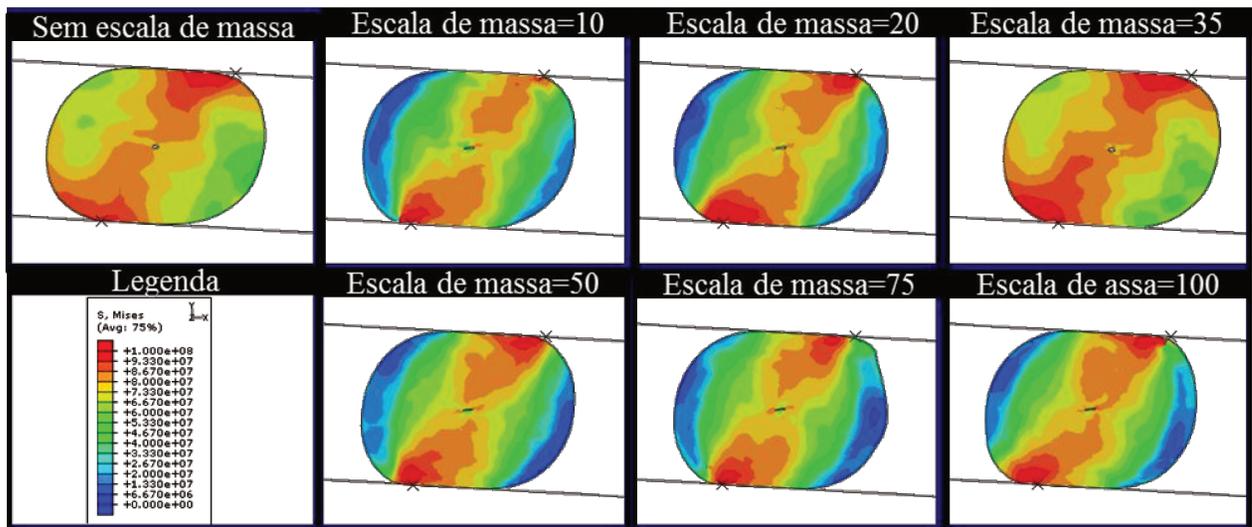


Figura 4.17: Representação do campo de tensão Mises, em Pascal, dos modelos com o uso do recurso de escala de massa em comparação com o modelo sem o recurso a 50% do processo.

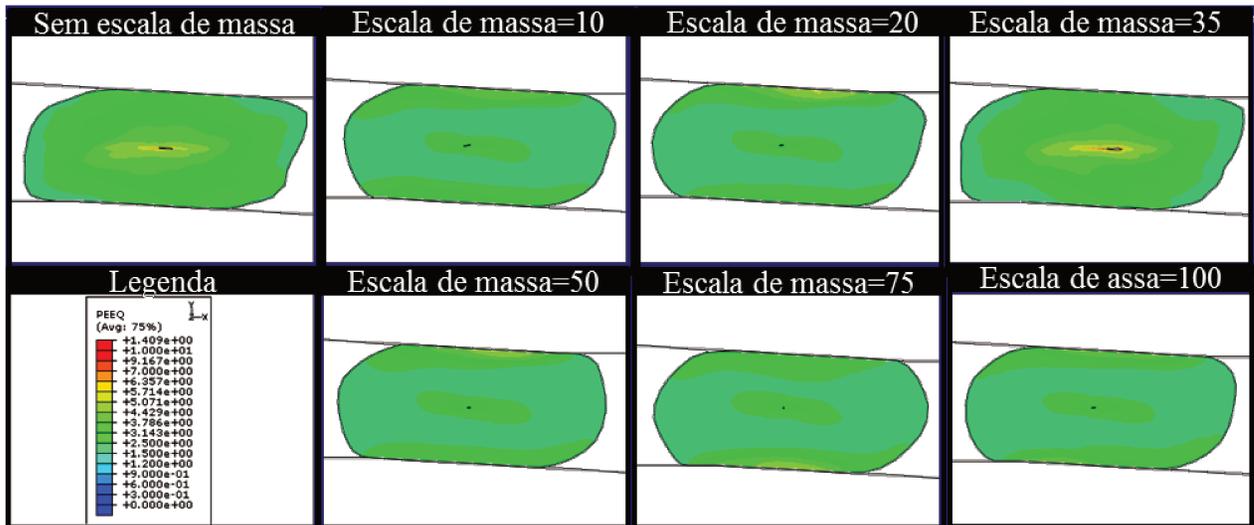


Figura 4.18: Representação da deformação plástica efetiva dos modelos com o uso do recurso de escala de massa em comparação com o modelo sem o recurso a 100% do processo.

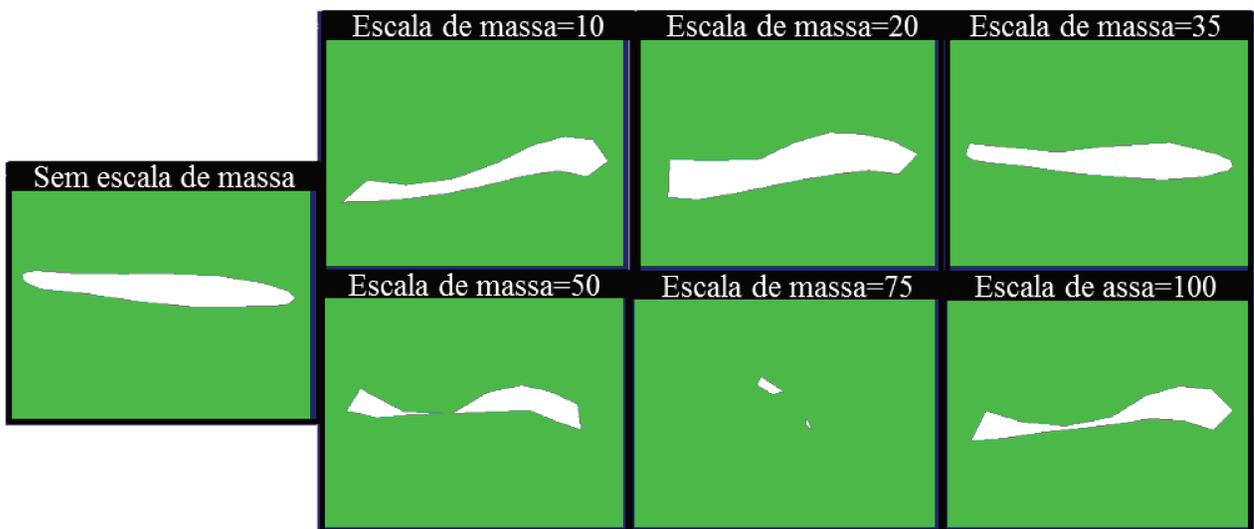


Figura 4.19: Representação do aspecto do vazio dos modelos com o uso do recurso de escala de massa em comparação com o modelo sem o recurso a 100% do processo.

De forma geral, os modelos com o uso do recurso de escala de massa apresentaram resultados com comportamento e valores relativamente próximos aos do modelo sem o recurso, sendo que os modelos com escala de massa superior a 35 apresentaram os resultados que mais se desviaram dos resultados esperados.

Pela análise dos resultados das Figura 4.17, Figura 4.18 e Figura 4.19 e por comparação dos resultados em três pontos (Figura 4.20), determinou-se que o valor de escala de massa igual a 35 apresentou a melhor relação de bons resultados e menor tempo de simulação.

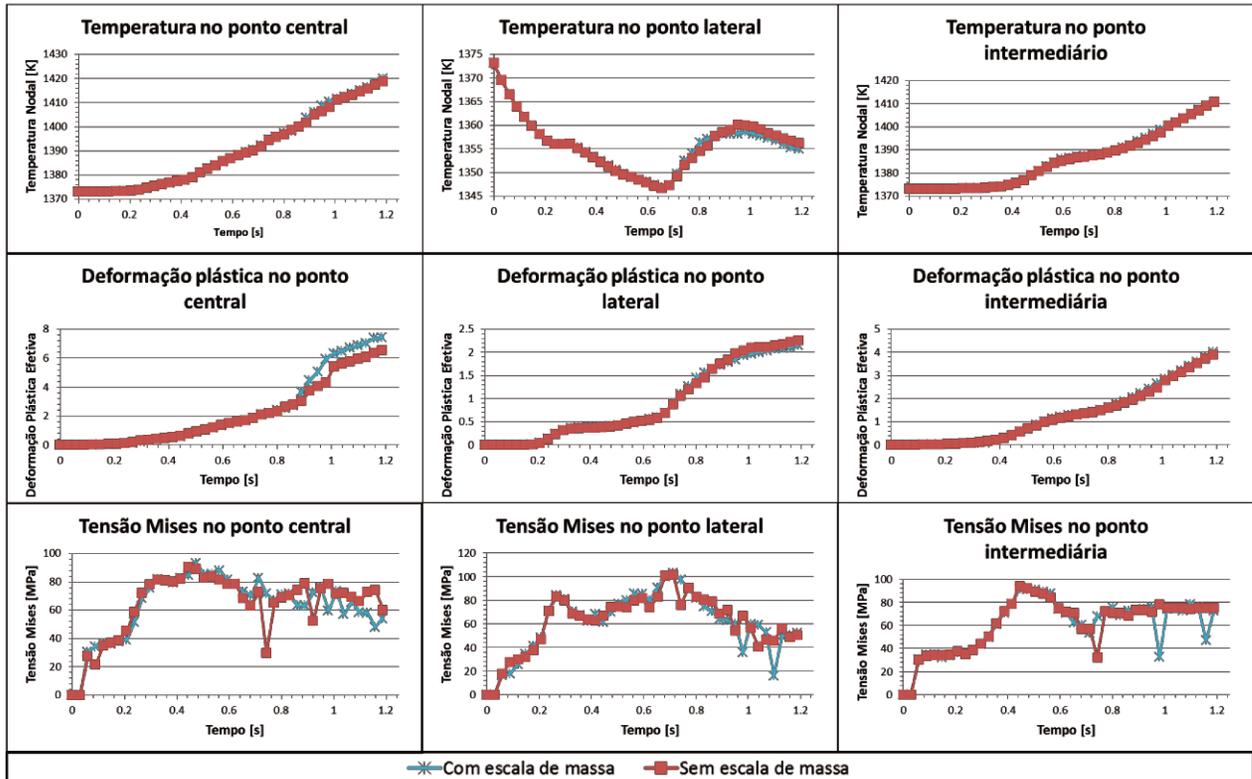


Figura 4.20: Comparação de resultados entre o modelo original sem escala de massa e o modelo com escala de massa igual a 35 em três pontos específicos.

Os resultados do modelo com escala de massa de 35 apresentaram resultados muito próximos aos dos modelos sem escala, indicando que esse modelo com escala é confiável e apresenta precisão nos resultados.

Assim, como as variáveis obtidas no modelo com escala de massa igual a 35 apresentaram resultados aceitáveis e como o modelo original sem escala de massa gastou aproximadamente 90 horas para ser simulado, enquanto que o modelo com escala de massa igual a 35 gastou cerca de 10 horas, uma redução apreciável no tempo de simulação, os modelos criados em seguida apresentaram o uso do recurso de escala de massa com valor igual a 35.

Posteriormente, os resultados de modelos com quatro e cinco vazios na região central do tarugo foram simulados, porém a simulação inicial destes modelos não pode ser concluída devido

a erros de malha causados por distorção excessiva, sendo preciso criar novos modelos com parâmetros diferentes para solucionar o problema.

Como o parâmetro da malha adaptativa já estava com valores elevados, fez-se necessário utilizar outro recurso que foi o de controle de distorção da malha, que, apesar de não preservar o bom aspecto da malha como ocorre na malha adaptativa, apresenta melhores resultados para processos de alta distorção, possibilitando que se completasse a simulação dos modelos com quatro e cinco vazios centrais (Figura 4.21, Figura 4.22 e Figura 4.23), e por isso, este recurso passou a ser utilizado também nos outros modelos a serem simulados.

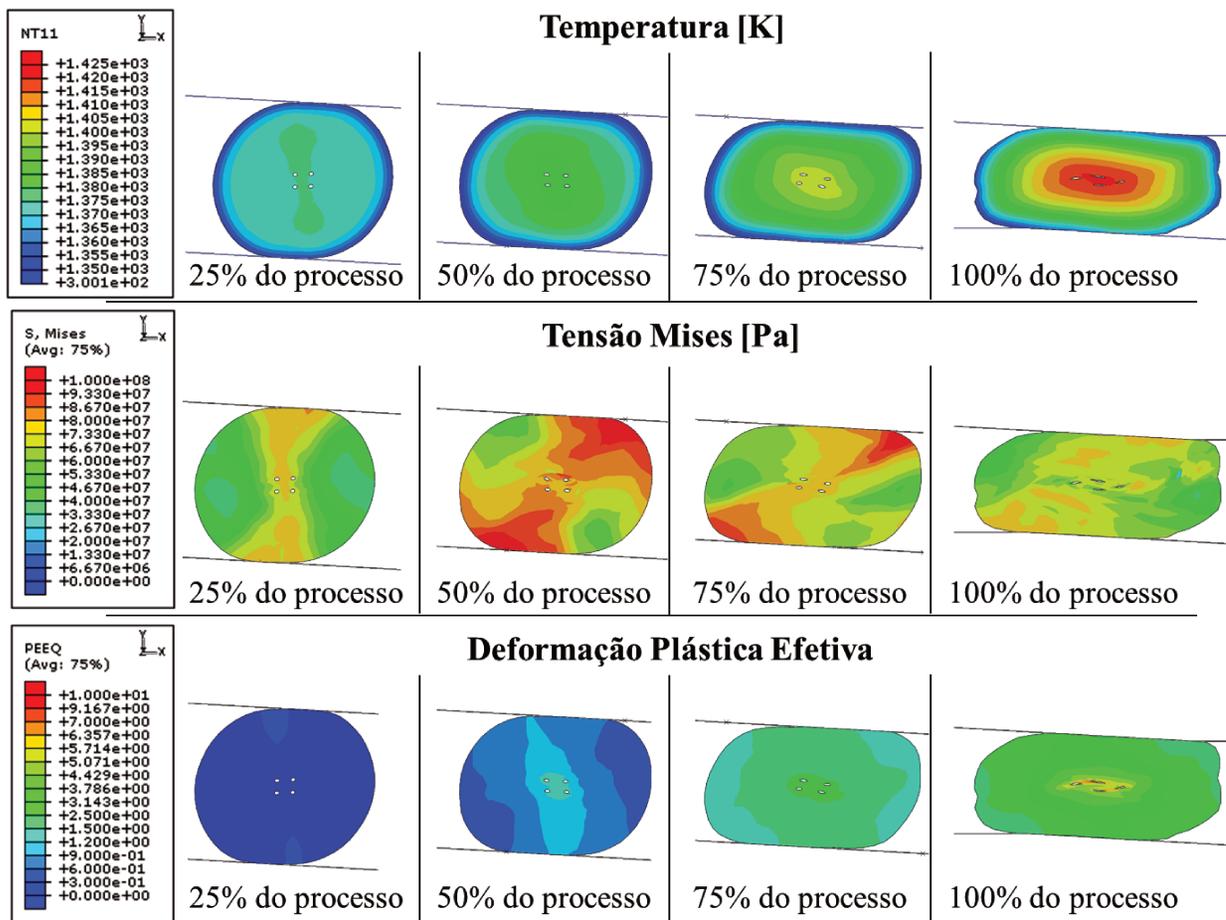


Figura 4.21: Aspecto dos campos de temperatura, tensão e deformação plástica efetiva no modelo com quatro vazios de diâmetro igual a 0,6mm.

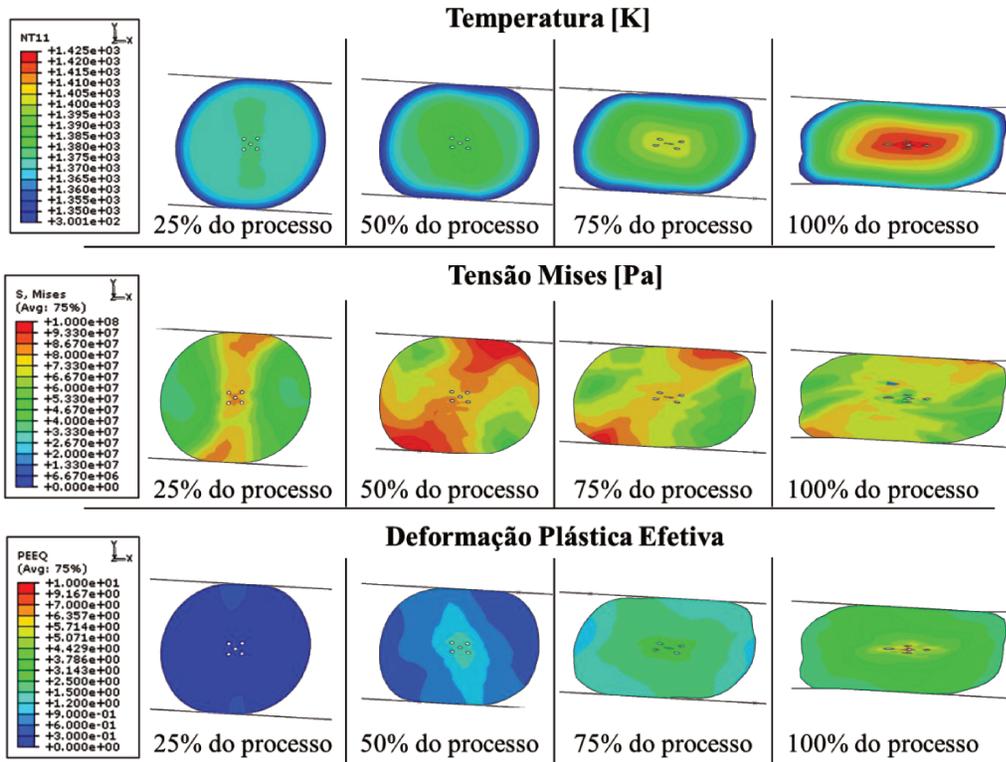


Figura 4.22: Aspecto dos campos de temperatura, tensão e deformação plástica efetiva no modelo com cinco vazios de diâmetro igual a 0,6mm.

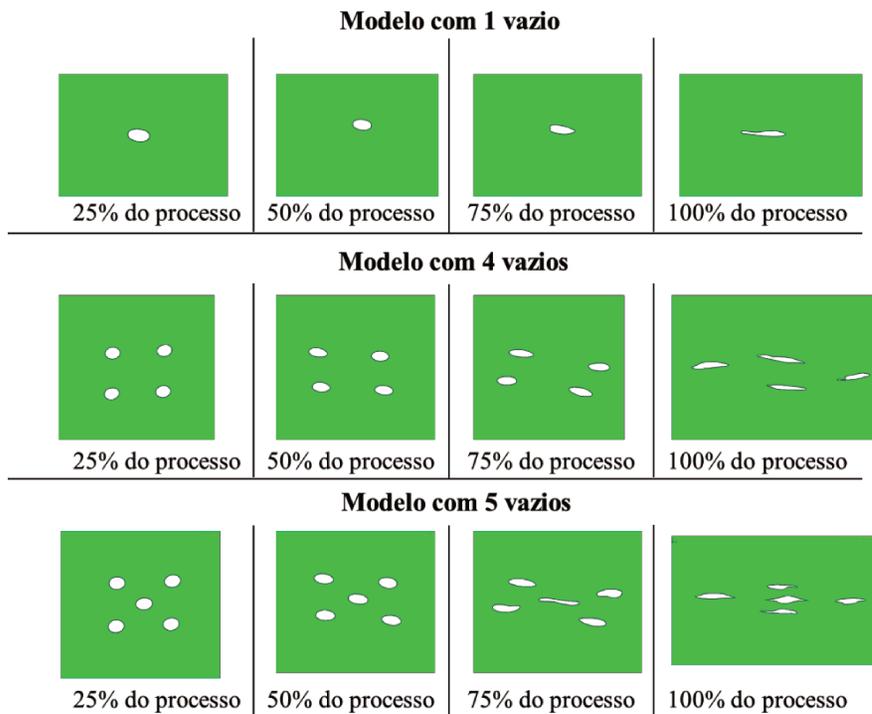


Figura 4.23: Aspecto dos vazios de 0,6mm de diâmetro para os três modelos que apresentam diferentes quantidades de vazios.

De modo geral, estes modelos com quatro e cinco vazios apresentaram resultados próximos ao do modelo com um vazio (Figura 4.24). E assim como no modelo com um vazio, nestes dois outros modelos, os vazios tenderam a se fechar durante o processo e os maiores níveis de tensão e deformação plástica efetiva também ocorreram na região central do tarugo.

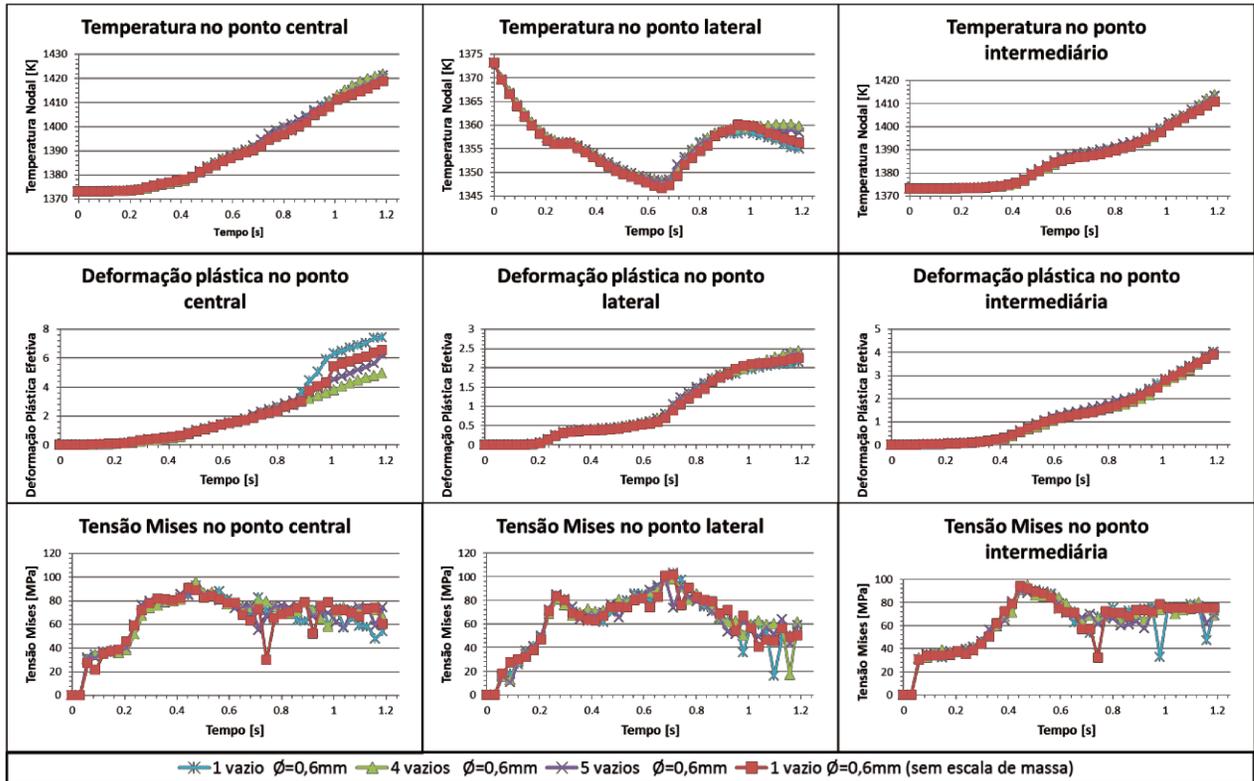


Figura 4.24: Comparação dos resultados dos modelos com diferentes quantidades de vazios de diâmetro igual a 0,6mm em três pontos específicos.

Os valores da deformação plástica efetiva, assim como a tensão Mises, próximos aos vazios apresentaram níveis maiores do que no modelo sólido “LTC 2D 6” e destaca-se também que nestes modelos, as regiões que separavam os vazios interagiram entre si devido aos níveis da deformação plástica e da tensão serem altos de um vazio a outro.

Porém, a temperatura não apresentou diferenças consideráveis em qualquer ponto destes modelos com vazios quando comparado com o modelo sólido, mesmo com a deformação plástica sendo maior, assim, conclui-se que a variação de temperatura no tarugo praticamente não foi influenciada pela quantidade de vazios.

Na sequência, foram simulados modelos que apresentaram três diferentes formas de inclusões (circulares, quadráticas e triangulares), sendo realizadas duas simulações para cada forma de inclusão: uma com inclusões mais macias e outra com inclusões mais duras que o material da matriz metálica do tarugo.

Três pontos dos modelos com inclusões, situados como nos modelos com vazios, tiveram seus resultados comparados e dispostos em gráficos (Figura 4.25 a Figura 4.33), para determinar como os diferentes tipos de inclusões influenciam o material ao seu redor.

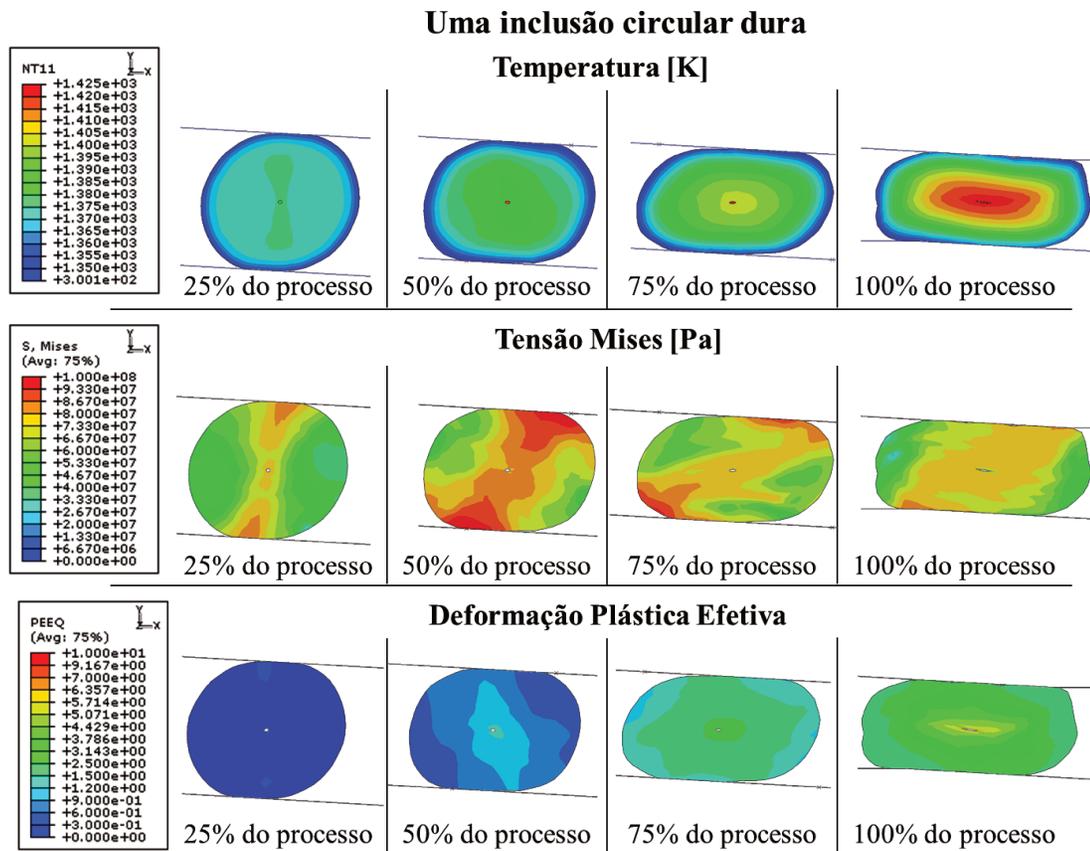


Figura 4.25: Resultados do modelo com uma inclusão circular dura.

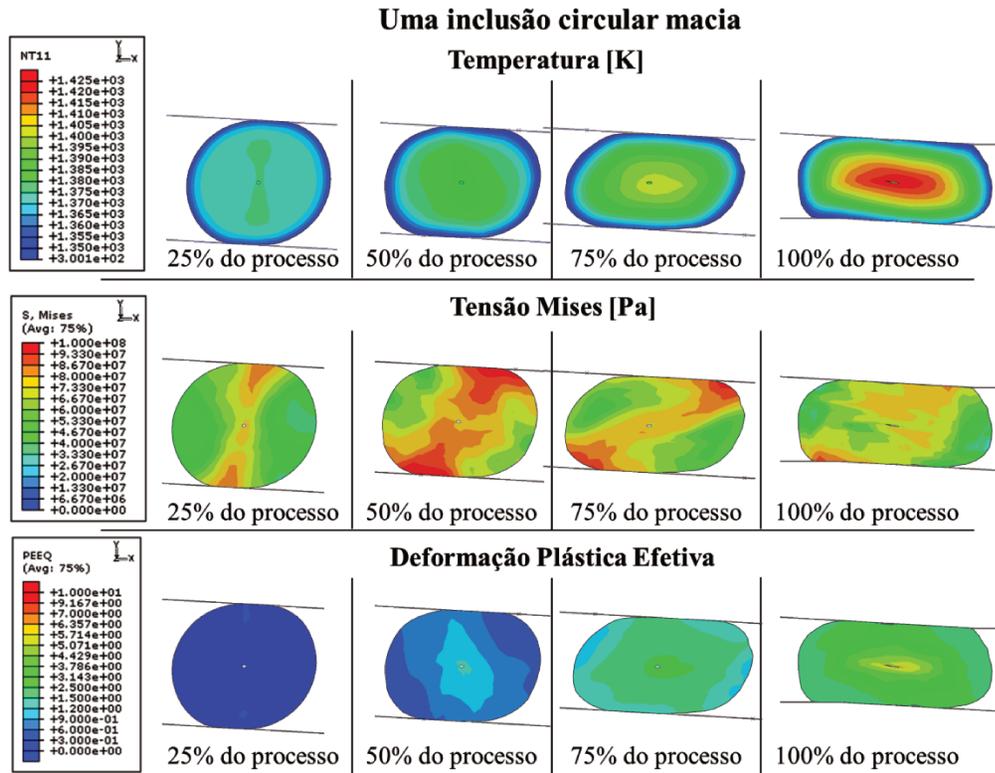


Figura 4.26: Resultados no modelo com uma inclusão circular macia.

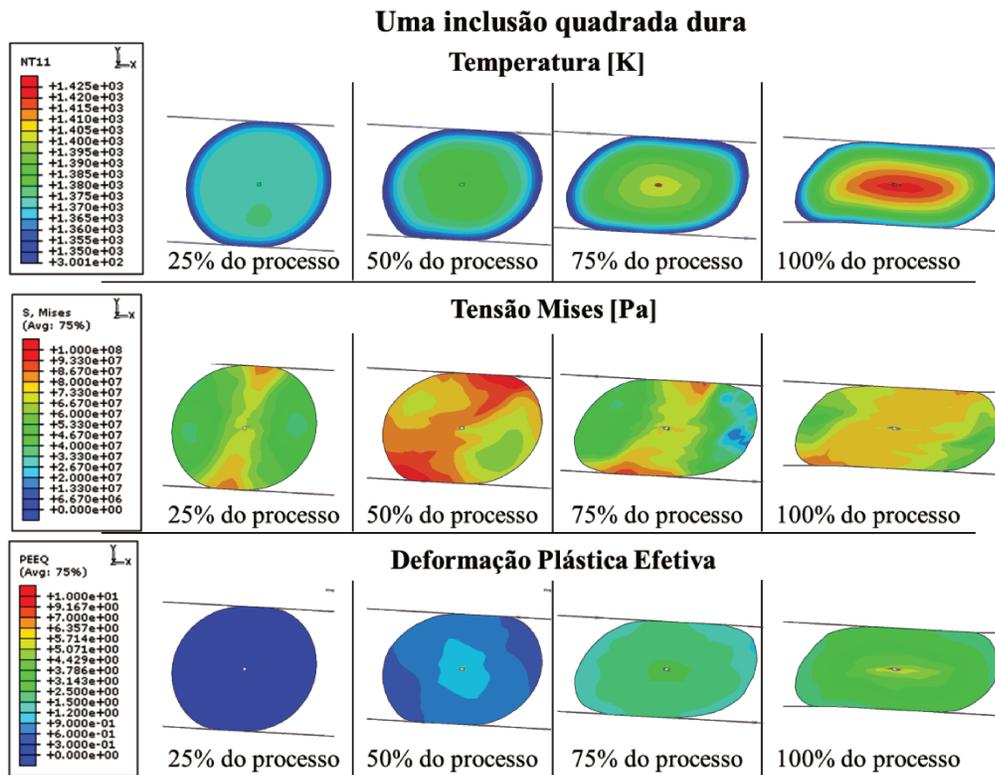


Figura 4.27: Resultados no modelo com uma inclusão quadrada dura.

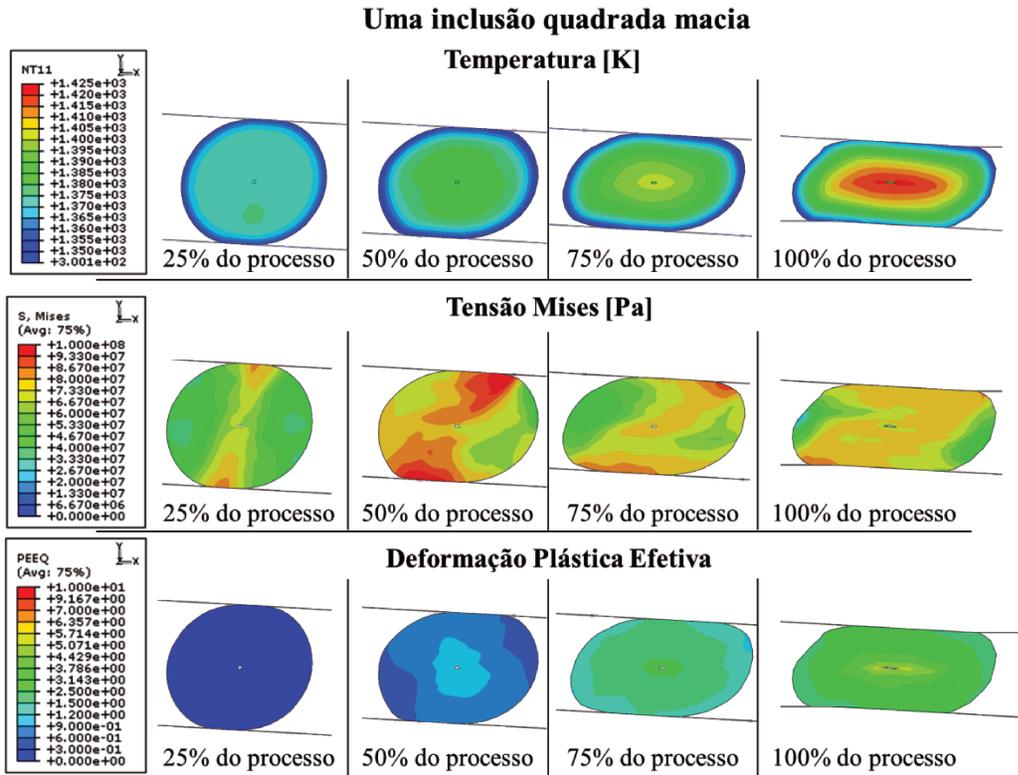


Figura 4.28: Resultados do modelo com uma inclusão quadrada macia.

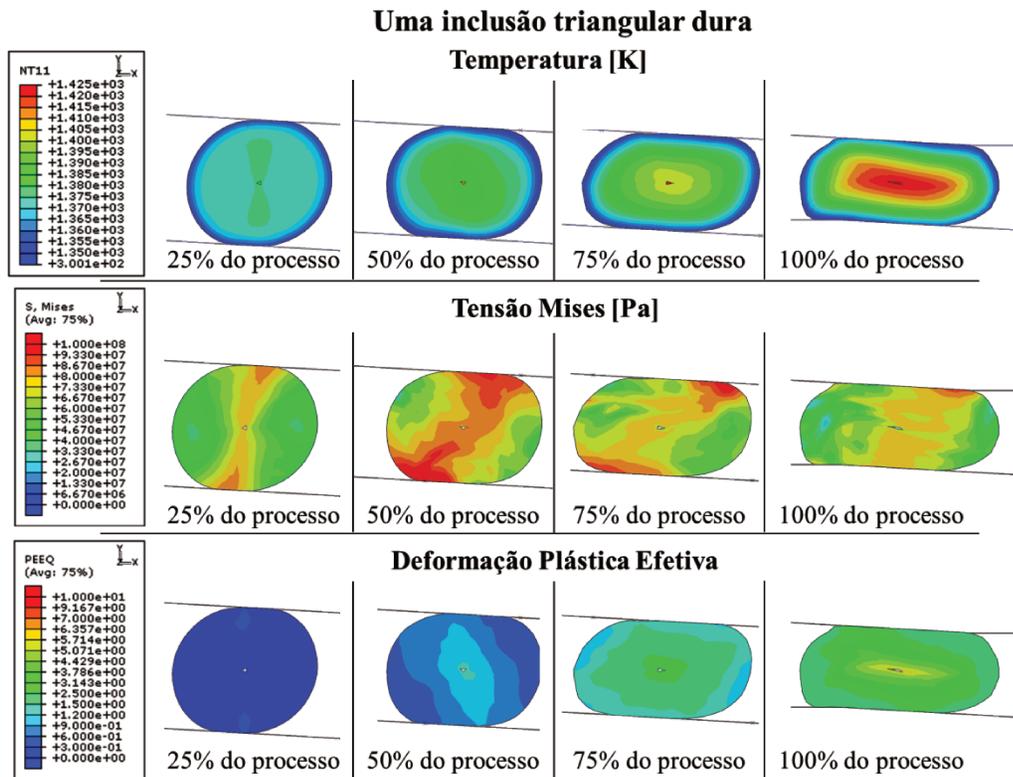


Figura 4.29: Resultados no modelo com uma inclusão triangular dura.

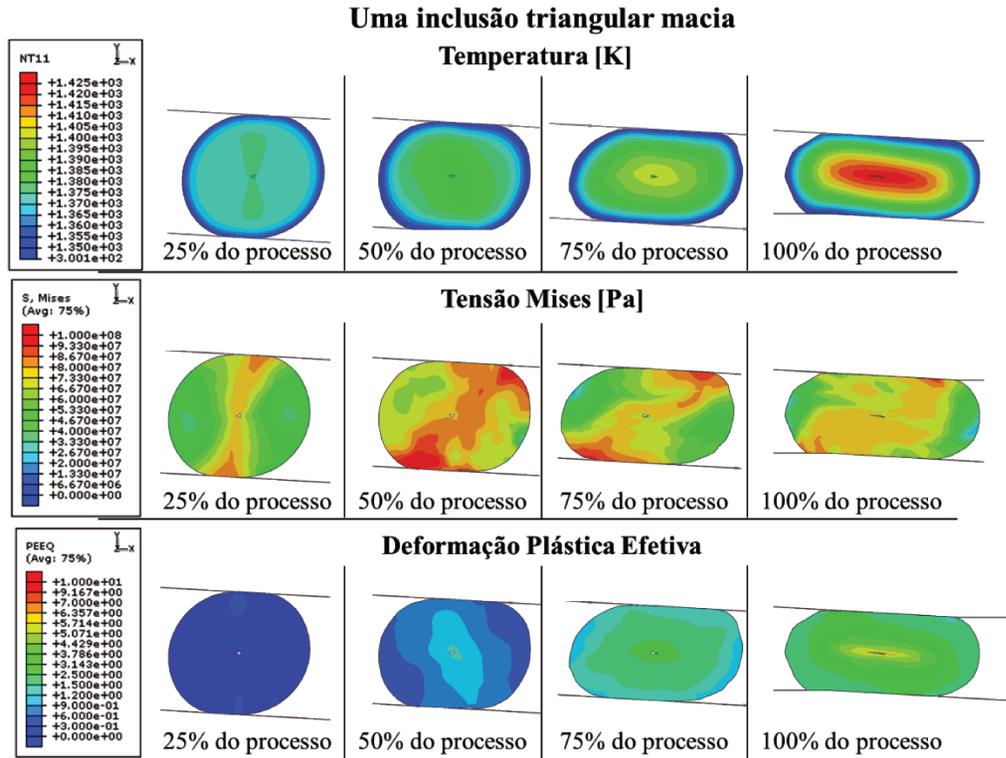


Figura 4.30: Resultados no modelo com uma inclusão triangular macia.

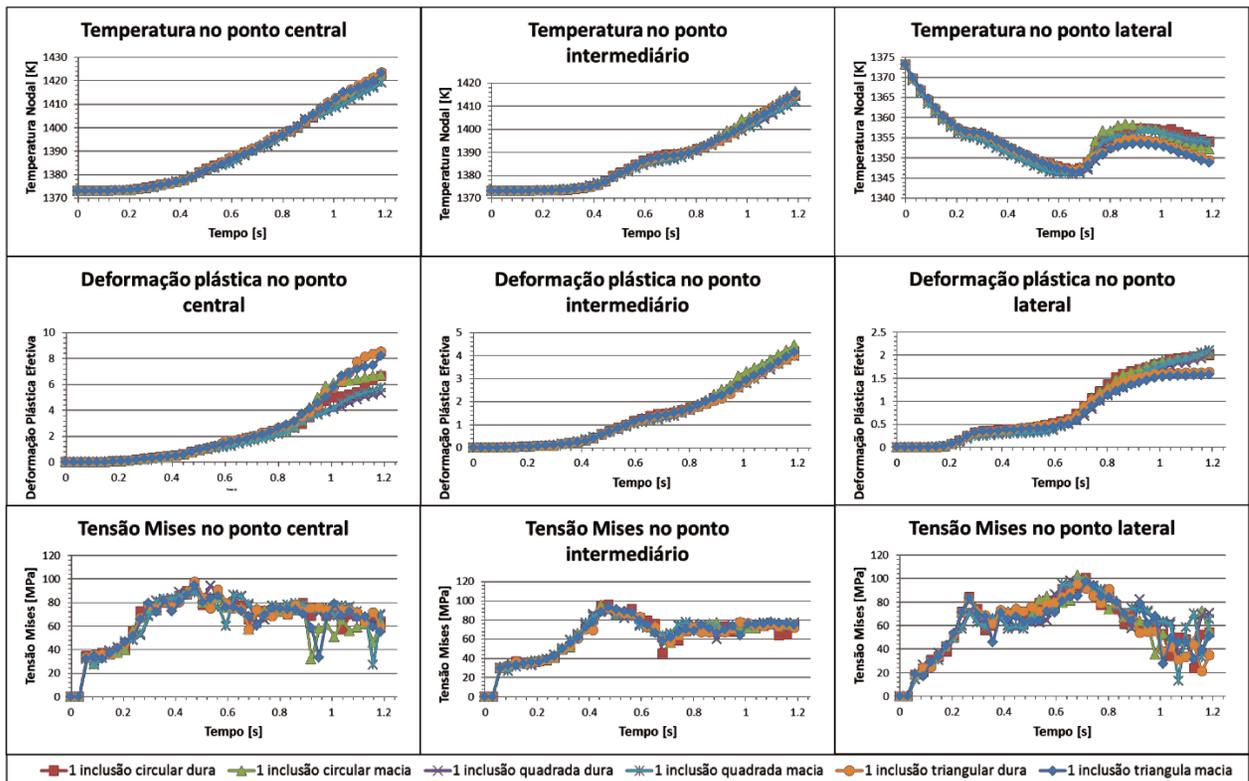


Figura 4.31: Comparação, em diferentes pontos, dos resultados dos modelos com uma inclusão.

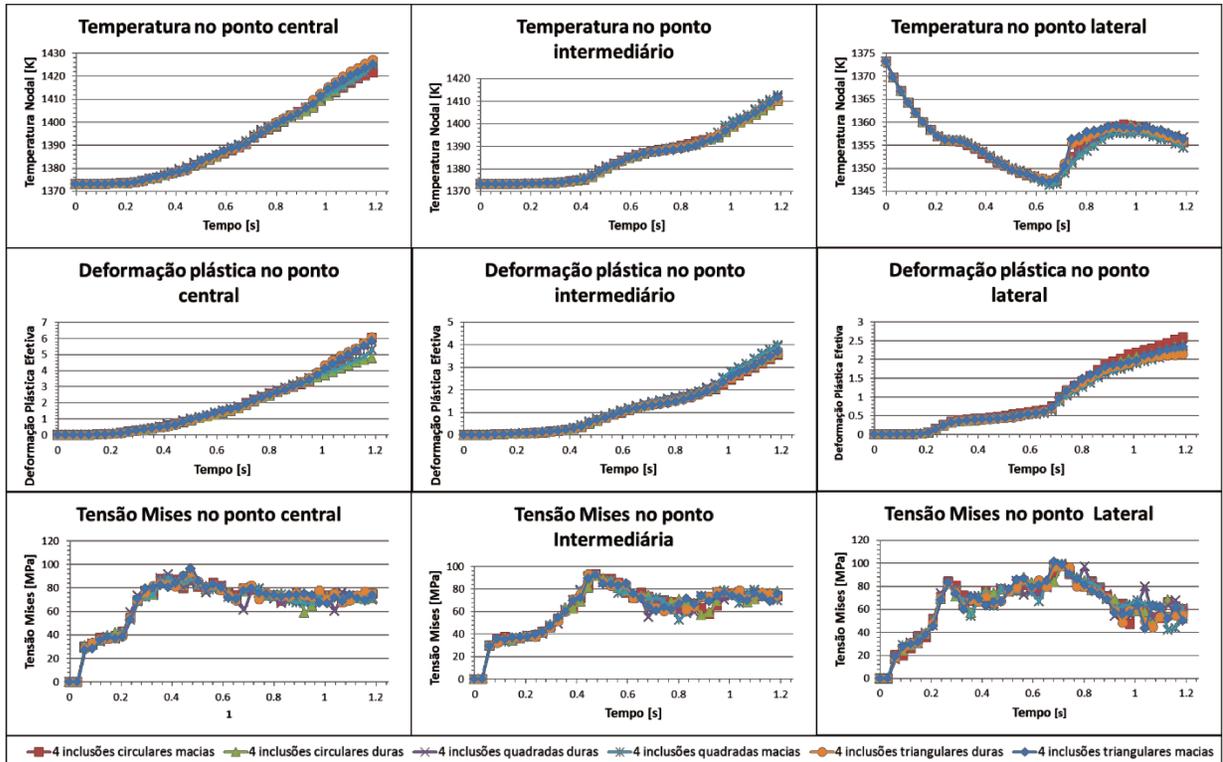


Figura 4.32: Comparação, em diferentes pontos, dos resultados dos modelos com quatro inclusões.

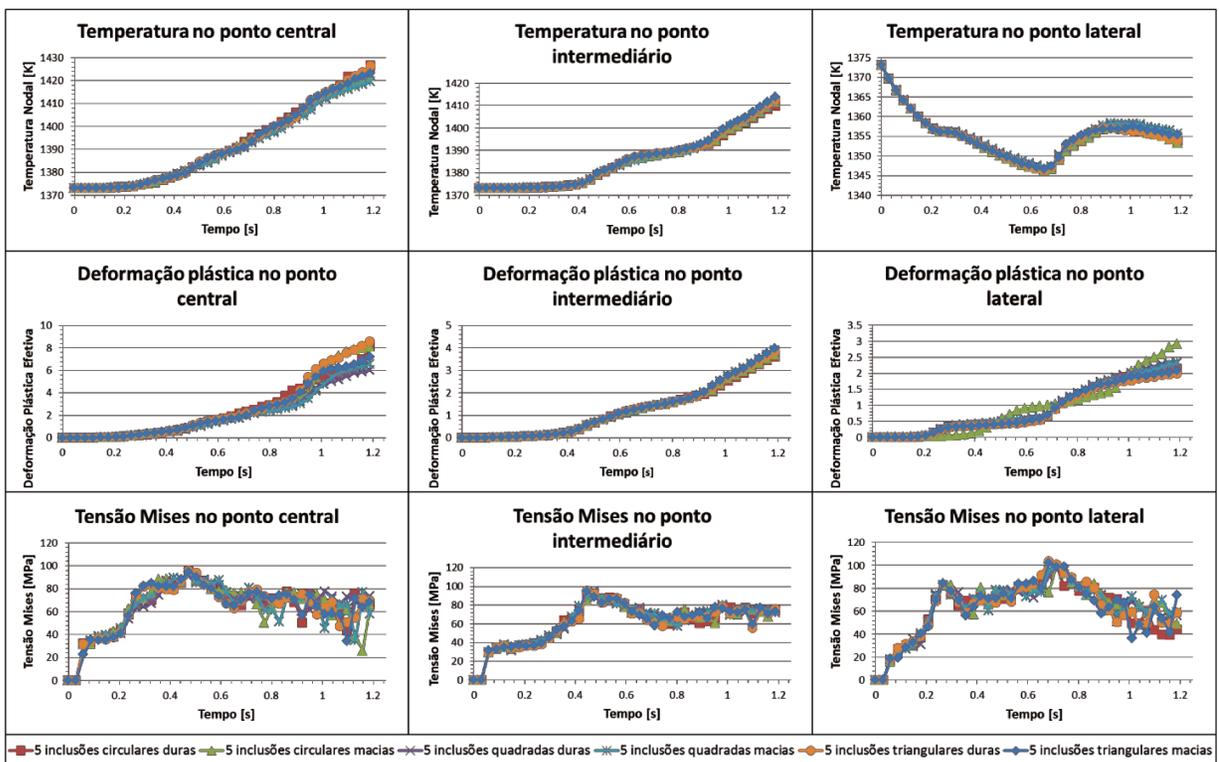


Figura 4.33: Comparação, em diferentes pontos, dos resultados dos modelos com cinco inclusões.

Apenas a deformação plástica que ocorreu no centro do tarugo apresentou diferenças, apesar de pequenas, em que os modelos com 1 e 5 inclusões apresentaram deformação plástica maior que do modelo com quatro inclusões, pelo fato de que os modelos com 4 inclusões não apresentarem inclusão no ponto exatamente ao centro do tarugo, o que causou um menor nível de deformação plástica e sempre com as inclusões triangulares apresentando os maiores valores.

Assim, as diferentes formas, propriedades e quantidade de inclusões não geraram interferências apreciáveis nos resultados, pois em ambos os gráficos de comparação dos resultados, os valores das diferentes variáveis apresentaram variações mínimas.

Em relação aos modelos com vazios e sólidos, os resultados dos modelos com inclusões também se apresentaram muito próximos, sendo que apenas a deformação plástica efetiva apresentou pequenas diferenças.

Tanto os valores da temperatura quanto da tensão dos modelos com inclusões praticamente não apresentaram diferenças em comparação com os modelos com vazios e os modelos sólidos, com apenas a deformação plástica no centro dos tarugos apresentando valores maiores.

Os valores da deformação plástica efetiva na região central dos tarugos dos modelos com uma e cinco inclusões, apresentaram valores próximos aos dos modelos com um vazio e dos modelos sólidos, e conseqüentemente, os modelos com quatro inclusões se aproximaram dos resultados dos modelos com quatro e cinco vazios.

O aspecto final e o desenvolvimento das inclusões e da região dos tarugos ao redor destas também merecem destaque durante o processo (Figura 4.34, Figura 4.35 e Figura 4.36).

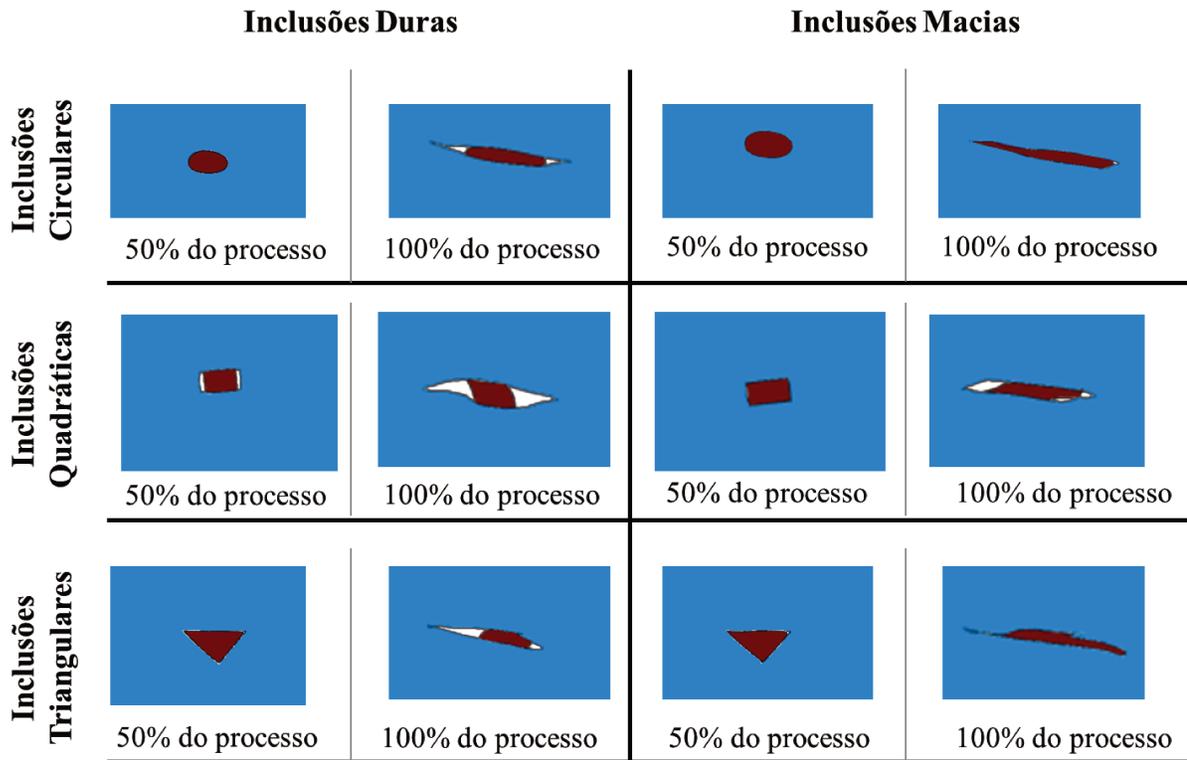


Figura 4.34: Vistas do centro dos tarugos dos modelos com uma inclusão.

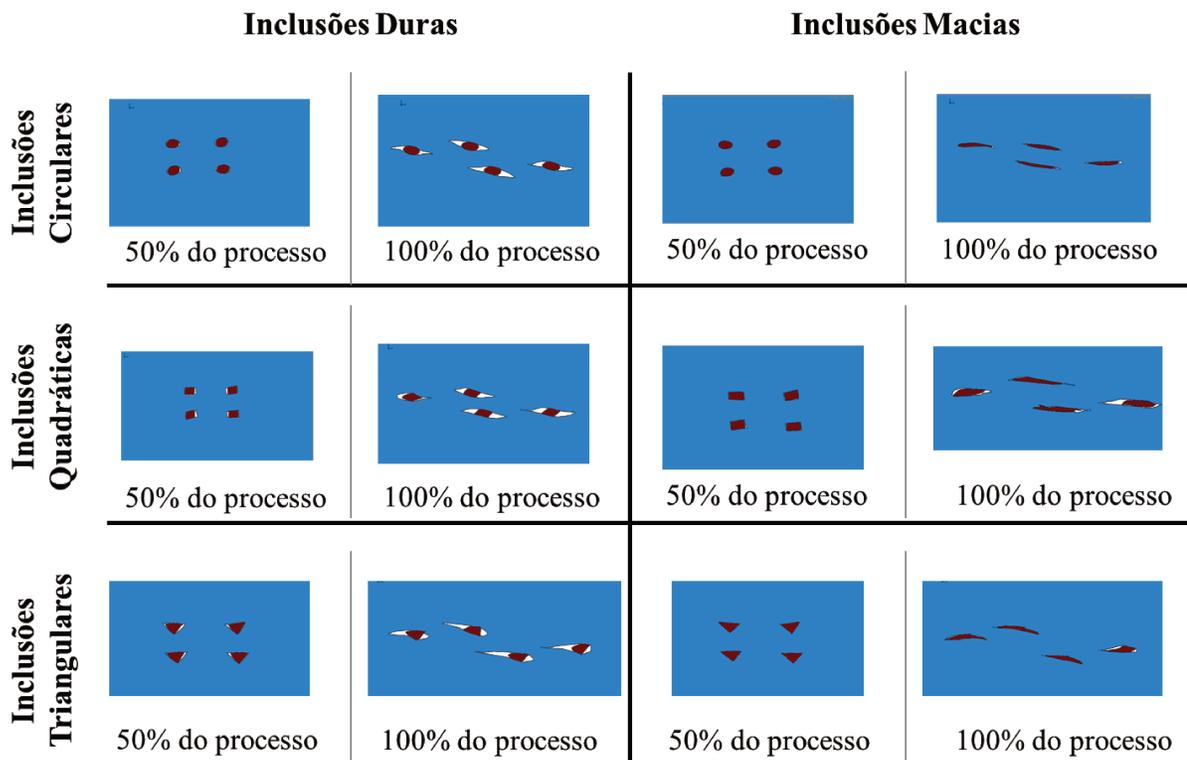


Figura 4.35: Vistas do centro dos tarugos dos modelos com quatro inclusões.

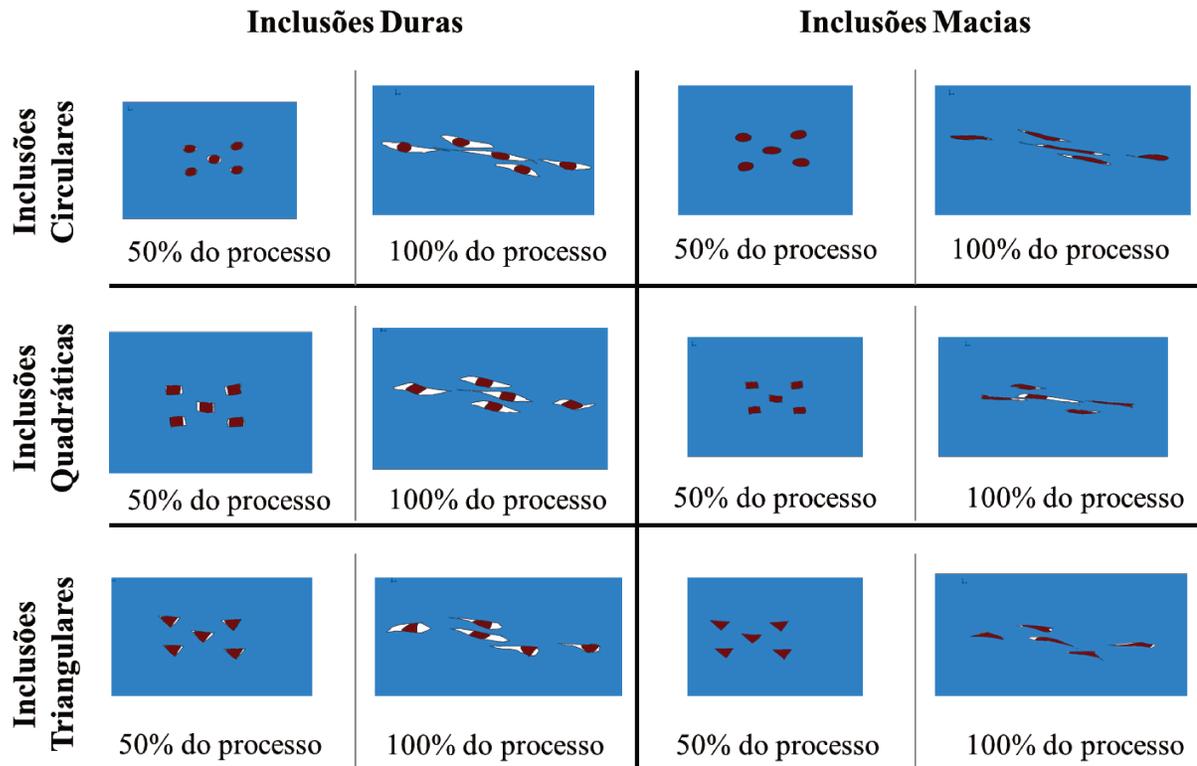


Figura 4.36: Vistas do centro dos tarugos dos modelos com cinco inclusões.

Independentemente da quantidade de inclusões nos modelos, as que apresentaram propriedades mais duras que o material matriz do tarugo proporcionaram a formação dos maiores vazios ao seu redor.

Os vazios oriundos da deformação das inclusões mais macias foram pequenos devido à maior deformação destas inclusões que acompanharam melhor a deformação do tarugo, o que sugere que inclusões macias foram menos prejudiciais à matriz ao seu redor.

Outro ponto de grande importância é o fato de que em todos os modelos, os vazios formados tenderam a uma forma alongada com as extremidades afinadas, sendo que para as inclusões duras a forma alongada dos vazios apresentou o maior comprimento, favorecendo assim, a ocorrência de fissuras.

Por último, modelos com as três formas de inclusões foram simulados e os resultados analisados (Figura 4.37 a Figura 4.40).

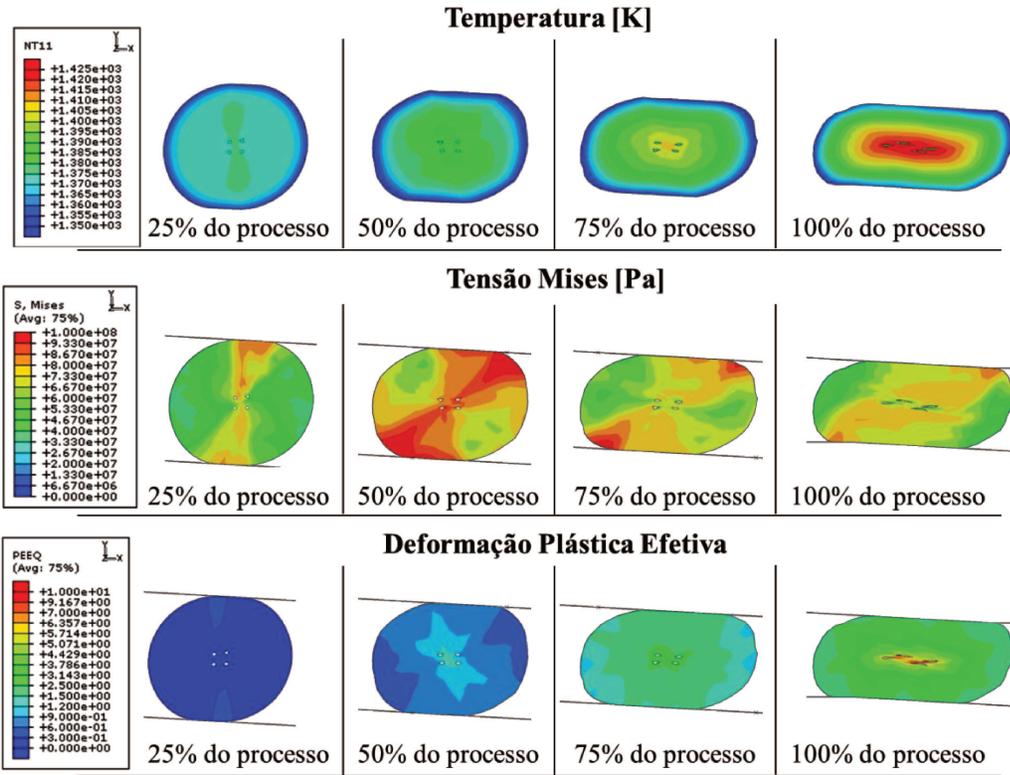


Figura 4.37: Resultados do modelo com quatro diferentes inclusões macias.

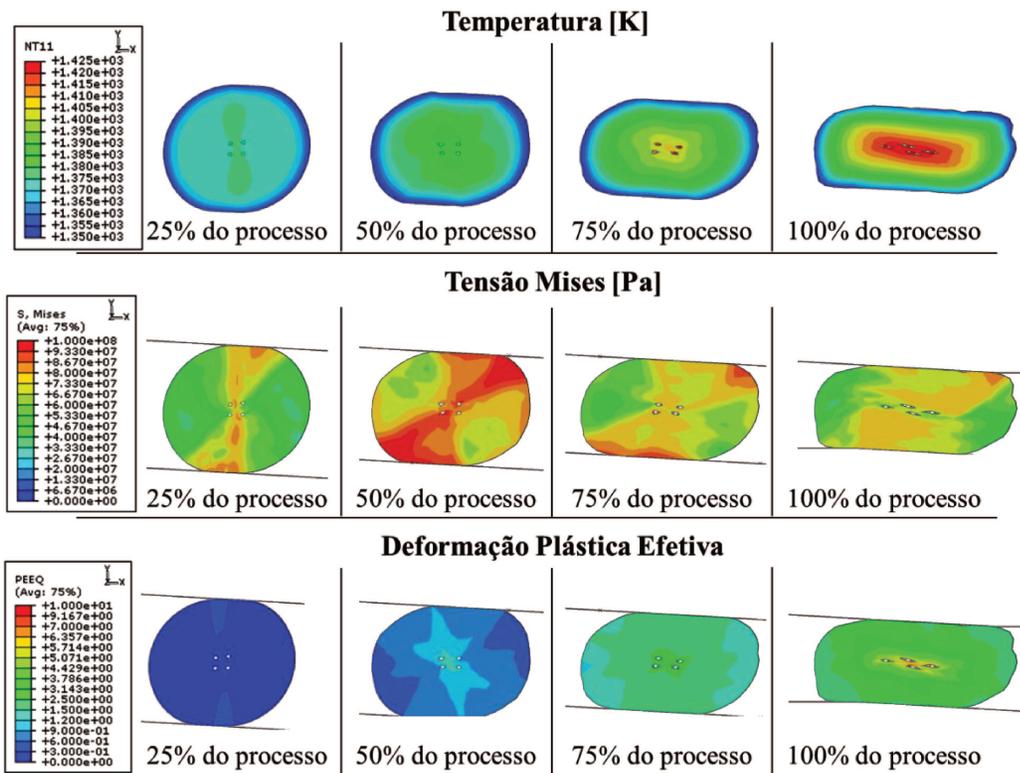


Figura 4.38: Resultados do modelo com quatro diferentes inclusões duras.

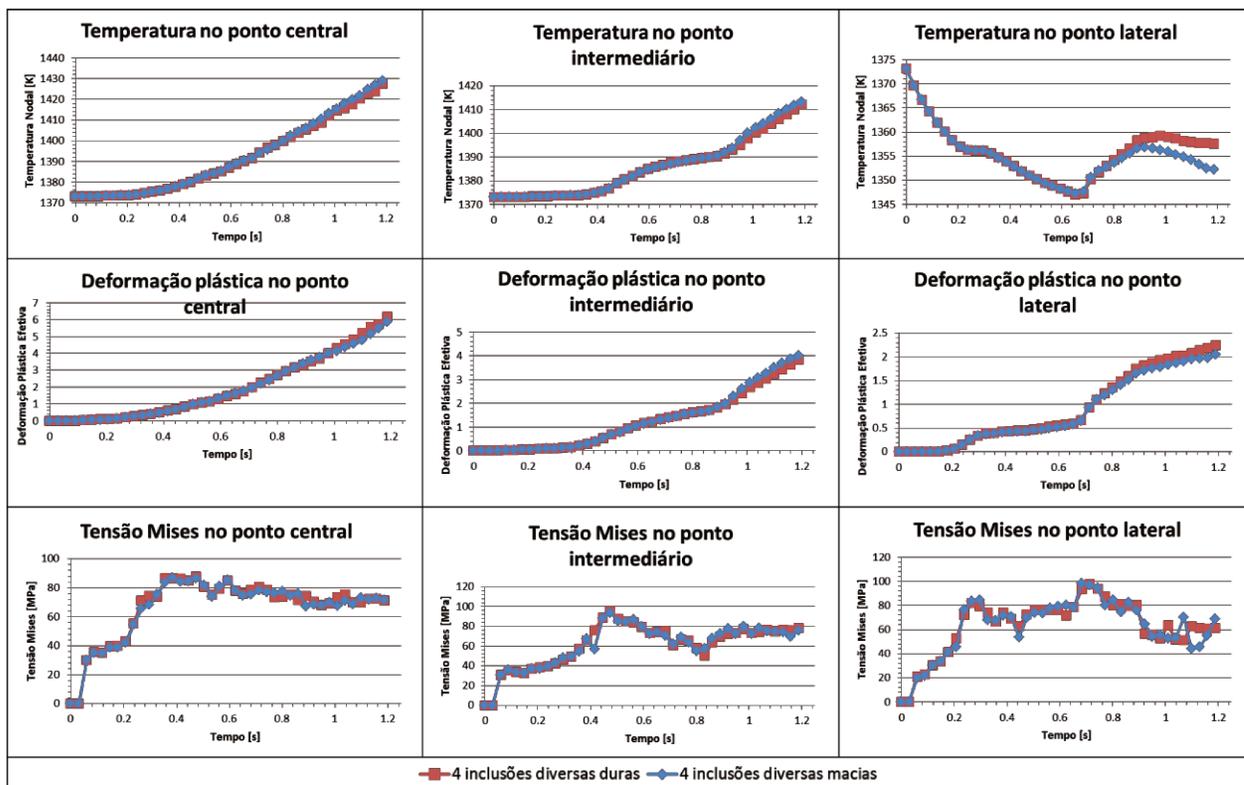


Figura 4.39: Comparação, em diferentes pontos, dos resultados dos modelos com os três diferentes tipos de inclusões.

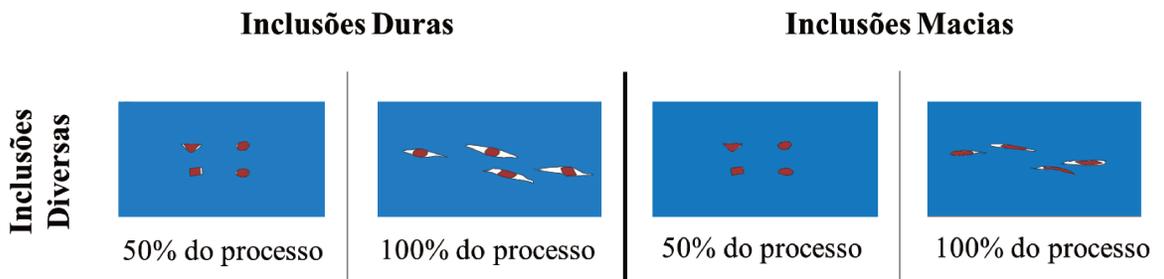


Figura 4.40: Vistas do centro dos tarugos dos modelos com quatro inclusões de diferentes formatos.

Os resultados dos modelos com interação entre os diferentes tipos de inclusões apresentaram valores muito parecidos aos dos modelos com inclusões de mesmo formato, o que confirma que os diferentes formatos de inclusões não causam diferenças apreciáveis nos campos de tensão, de deformação plástica e de temperatura, mesmo quando diferentes formatos de inclusões estão próximos.

O que os diferentes formatos de inclusões realmente afetam no material ao seu redor é a formação e aspecto de novos vazios.

Com o objetivo de verificar se os resultados provenientes dos modelos bidimensionais são coerentes com o esperado em um modelo real e de avaliar o comportamento do tarugo durante todas as etapas do processo LTC, dois modelos tridimensionais foram criados.

Um modelo tridimensional com um vazio central foi simulado (Figura 4.41), e na sequência, foi simulado o modelo com propriedades da porosidade (Figura 4.42).

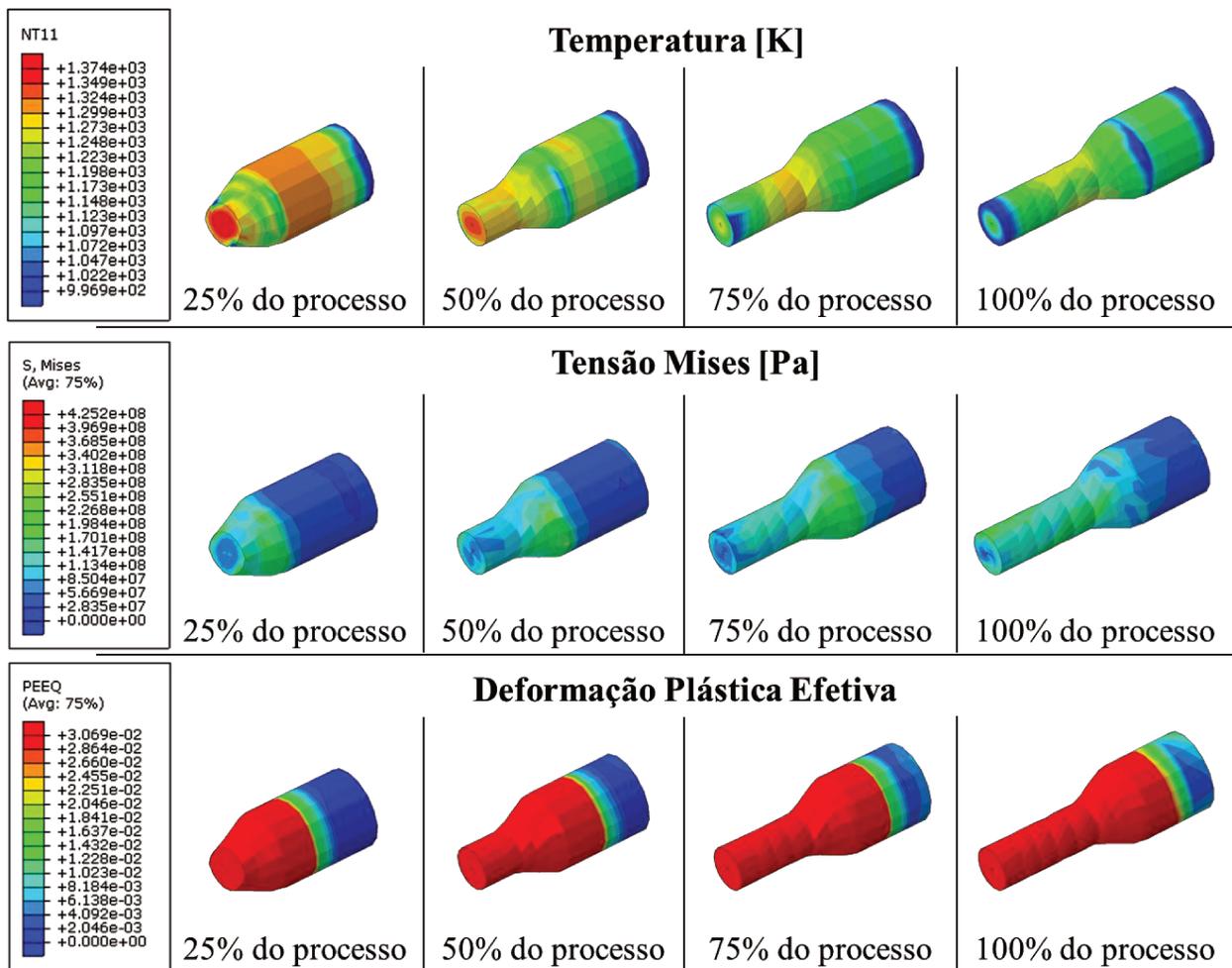


Figura 4.41: Resultados dos campos de tensão, deformação plástica e temperatura do modelo tridimensional com um vazio no centro.

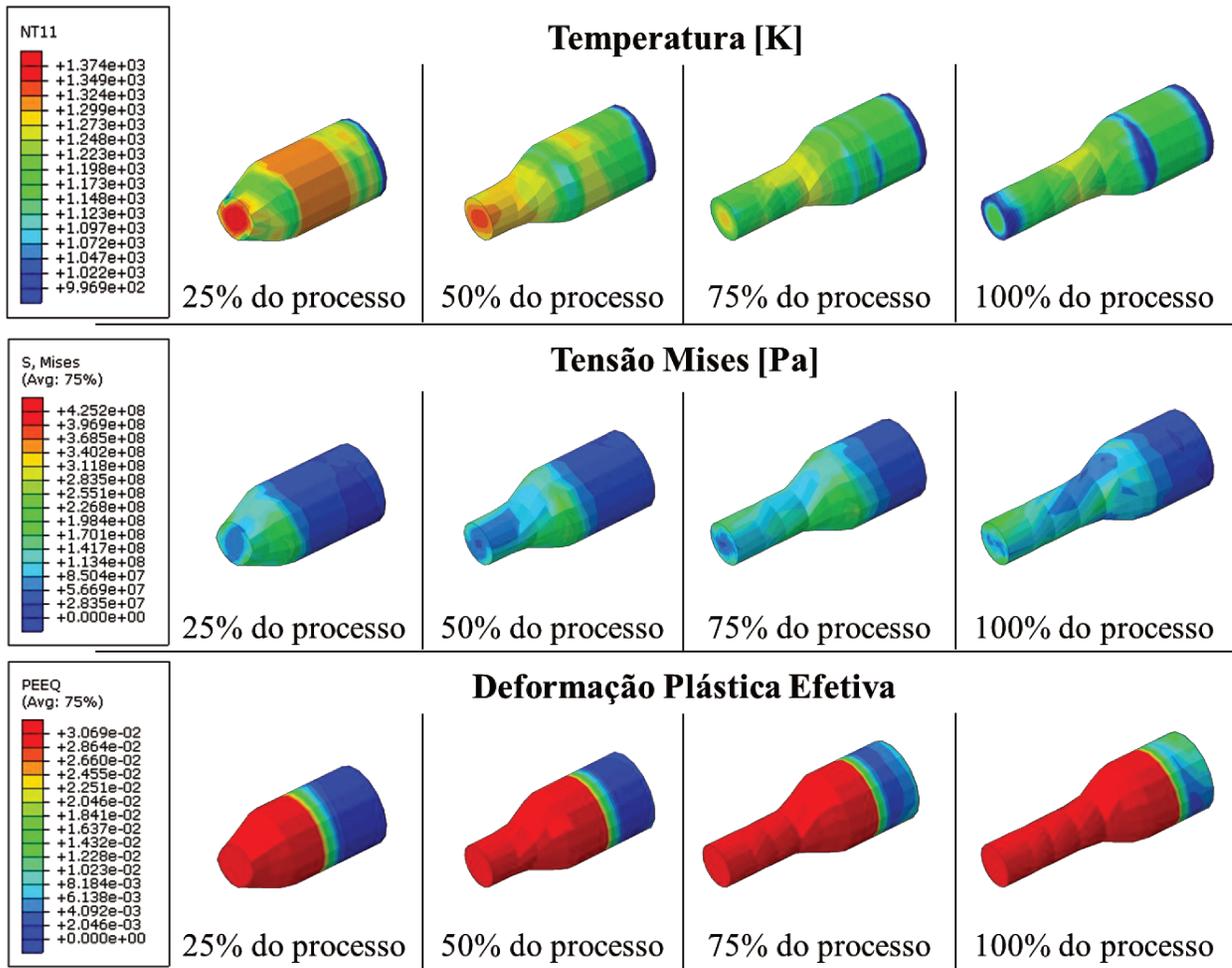


Figura 4.42: Resultados dos campos de tensão, deformação e temperatura do modelo tridimensional com propriedades de porosidade.

Os resultados dos modelos tridimensionais foram obtidos em diferentes pontos distribuídos pelo tarugo (Figura 4.43 e Figura 4.44), para então serem dispostos em gráficos, facilitando as suas comparações.

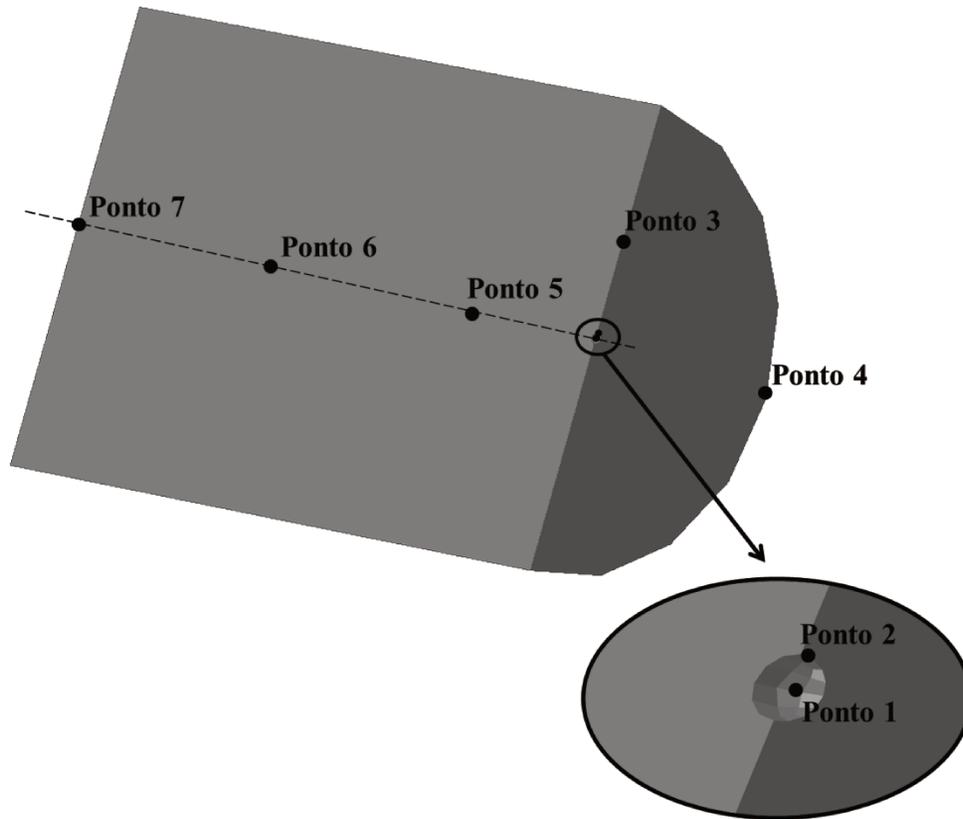


Figura 4.43: Representação dos pontos adotados para obtenção dos resultados no modelo com um vazio central.

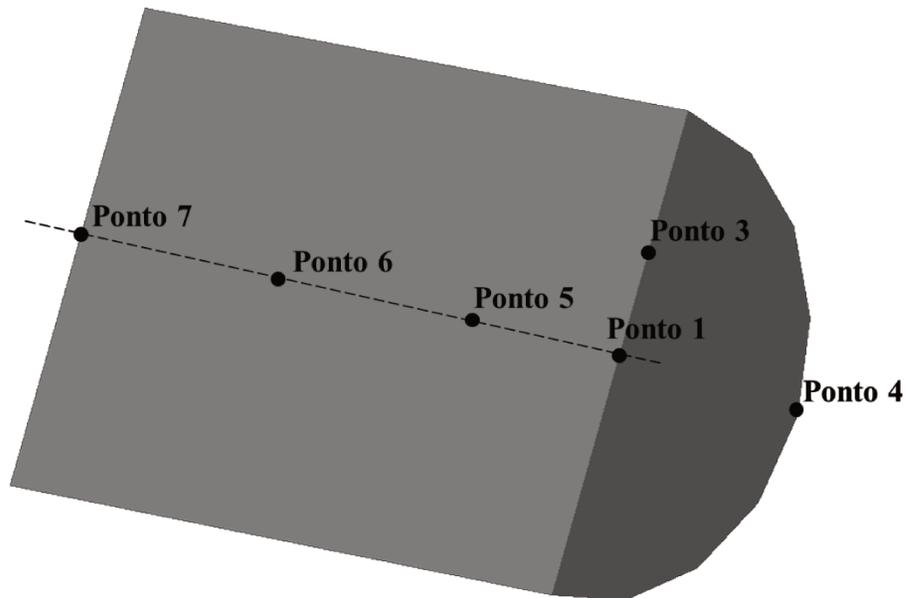


Figura 4.44: Representação dos pontos adotados para obtenção dos resultados no modelo com propriedades de porosidade.

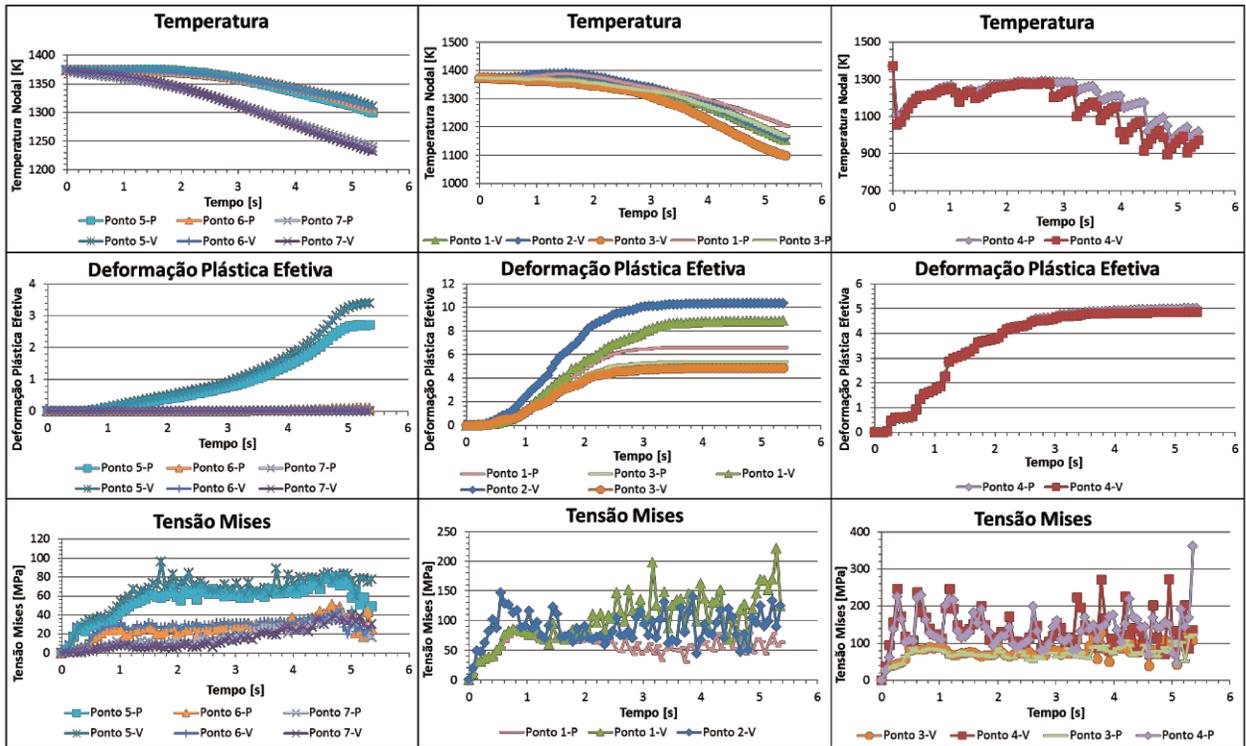


Figura 4.45: Comparação dos resultados dos modelos tridimensionais nos pontos analisados.

Em comparação aos dois modelos tridimensionais, os campos de temperatura, de deformação plástica e de tensão Mises apresentaram aspecto de desenvolvimento muito parecido, porém, em alguns casos, ocorreu a variação quanto aos valores destas variáveis.

Quanto aos campos de temperatura, apenas os Pontos 5, 6 e 7 de ambos os modelos tridimensionais apresentaram os valores muito próximos. Os Pontos 3 apresentaram variação média de 70K por todo o processo, os Pontos 1 apresentaram variação de cerca de 40K.

O ponto 2 do modelo com vazio apresentou resultados da temperatura parecidos ao do Ponto 1 do modelo com porosidade e os Pontos 4 apresentaram valores muito próximos até cerca de metade do processo, sendo que então passaram a apresentar variação apreciável, que foi de cerca de mais de 100K. E os resultados dos modelos com porosidade foram os que apresentaram os maiores valores.

Os valores dos Pontos 5, 6 e 7, quanto à deformação plástica efetiva, também se mantiveram bem próximos, sendo que os Pontos 5 foram os que apresentaram as maiores variações, em torno de 0,6, e os Pontos 6 e 7 apresentaram valores de deformação muito baixos.

A deformação plástica efetiva nos Pontos 1 dos modelos tridimensionais apresentaram variação em torno de 1 e o modelo com vazio foi o que apresentou o maior valor. Os Pontos 3

apresentaram variação de aproximadamente 0,5 e, nestes pontos, o modelo com porosidade foi o que apresentou os maiores valores.

Já os pontos 4 apresentaram valores quase sem variação de um modelo para outro e foi o Ponto 2, presente apenas no modelo com vazio, que apresentou o maior valor de deformação plástica.

Em relação aos resultados da tensão Mises, os Pontos 6 e 7 apresentaram os menores valores, sendo que, tanto na comparação entre os Pontos 6 como os Pontos 7, ocorreu variação de cerca de 10MPa. Os Pontos 5 apresentaram variações médias de aproximadamente 15MPa.

Os Pontos 1 apresentaram mínimas variações de valores da tensão no início do processo LTC, mas ao passar do tempo de 2s, grandes variações foram observadas, sendo que o modelo com o vazio central foi o que apresentou os resultados mais altos.

O Ponto 2 do modelo com vazio apresentou valores da tensão maiores que os Pontos 1 até o tempo de 2s, porém, após este tempo, passou a apresentar valor entre os Pontos 1.

Já os Pontos 3 e 4 apresentaram, de modo geral, valores de tensão próximos, com picos de variação apreciáveis apenas próximo ao final do processo, com variações médias de 100MPa e em ambos os pontos, os maiores valores foram do modelo com o vazio.

Merece destaque ainda que os valores mais altos das três variáveis analisadas foram presentes na região central do tarugo e que estas diferenças de valores indicam que defeitos internos no tarugo podem causar alterações importantes nos resultados finais.

Após a coleta dos resultados dos modelos tridimensionais, os valores das variáveis do modelo com o vazio central foi comparado com os valores do modelo bidimensional também com um vazio central de 0,6mm (Figura 4.46).

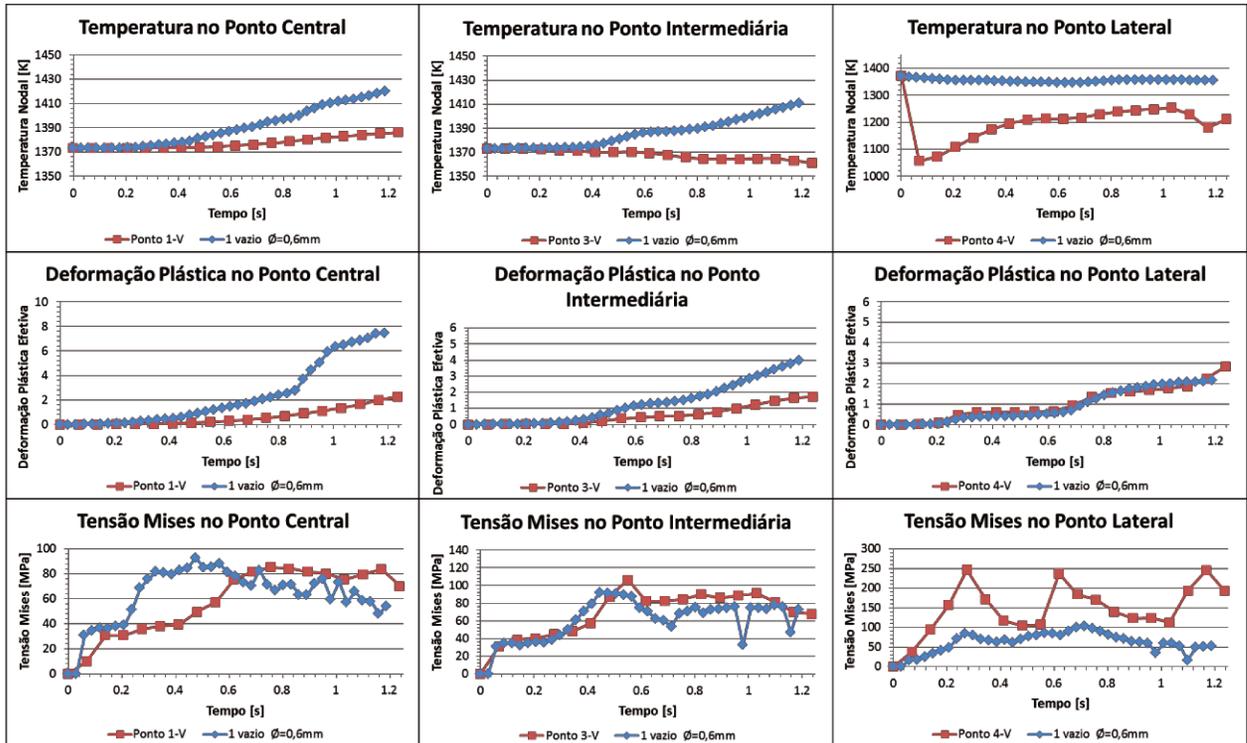


Figura 4.46: Comparação dos resultados, em pontos equivalentes, dos modelos tridimensional e bidimensional com um vazio de 0,6mm.

A comparação dos resultados dos modelos com um vazio central no tarugo indicou a existência de variação considerável, principalmente, ao final da região analisada no processo bidimensional, devido, provavelmente, ao fato de que no modelo bidimensional não ocorre a deformação longitudinal do tarugo, o que acarreta em maiores níveis de deformação deste modelo e assim, diferença entre as variáveis, quando comparado a modelos tridimensionais.

Apesar da diferença entre o comportamento de desenvolvimento do campo da temperatura entre os tarugos dos modelos bidimensionais e tridimensionais, provavelmente pelo fato do modelo tridimensional apresentar maior volume de troca térmica e assim menor valor da temperatura, o aspecto de desenvolvimento dos campos de deformação plástica e de tensão são parecidos entre os modelos, sugerindo que quando a primeira região de deformação do processo LTC é o alvo de estudo e que apenas a maneira do desenvolvimento das variáveis já é relevante ao estudo, modelos bidimensionais apresentam bons resultados.

O aspecto do vazio central no modelo tridimensional, assim como realizado para o modelo bidimensional, também foi analisado (Figura 4.48) em cinco diferentes tempos do processo (Figura 4.47).

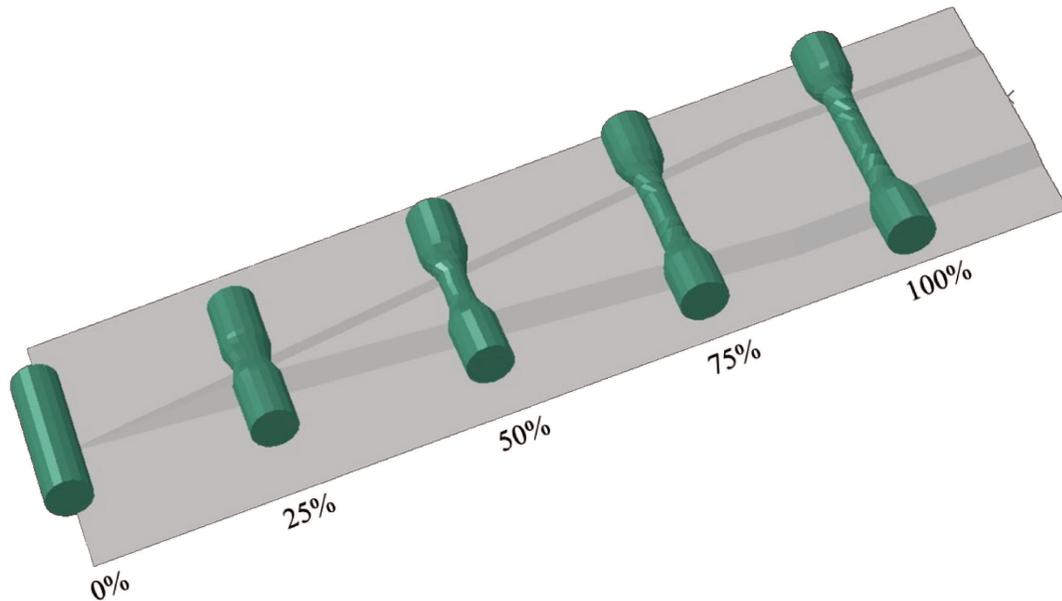


Figura 4.47: Representação das porções da simulação do processo LTC em que os resultados foram analisados.

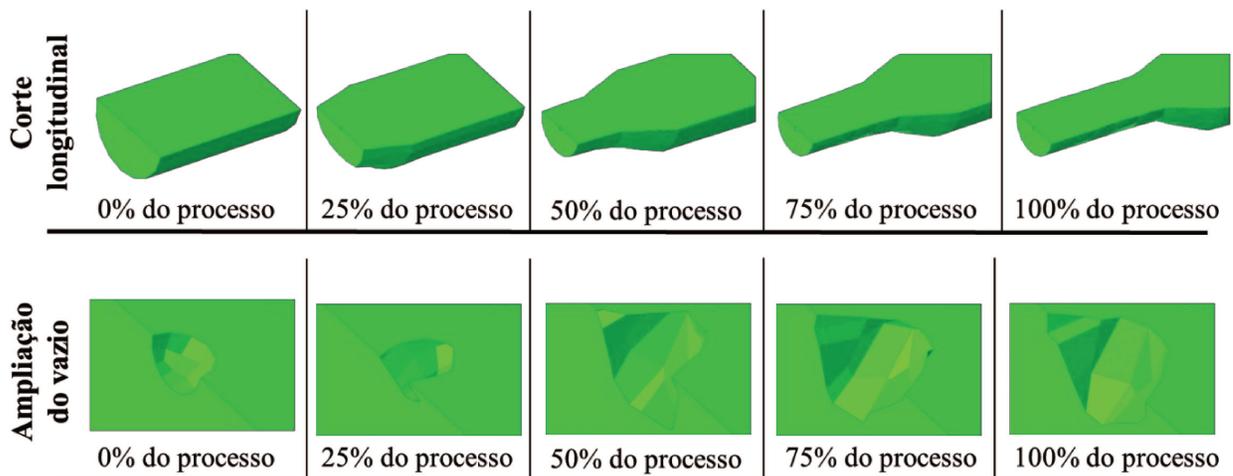


Figura 4.48: Aspecto do comportamento do vazio do modelo tridimensional durante o processo LTC.

Como observado no modelo bidimensional equivalente (“Modelo III” com um vazio central de 0,6mm), o vazio, até o final da primeira etapa do processo LTC tende a se fechar, porém, nas etapas seguintes, este vazio passa a aumentar de volume, atingindo dimensões maiores do que a que apresentava inicialmente, indicando ser um defeito que pode realmente afetar o tarugo acabado, pois se desenvolve durante o processo.

Por último, analisou-se o desenvolvimento dos campos de fração de volume de vazios do modelo tridimensional poroso (Figura 4.49 e Figura 4.50).

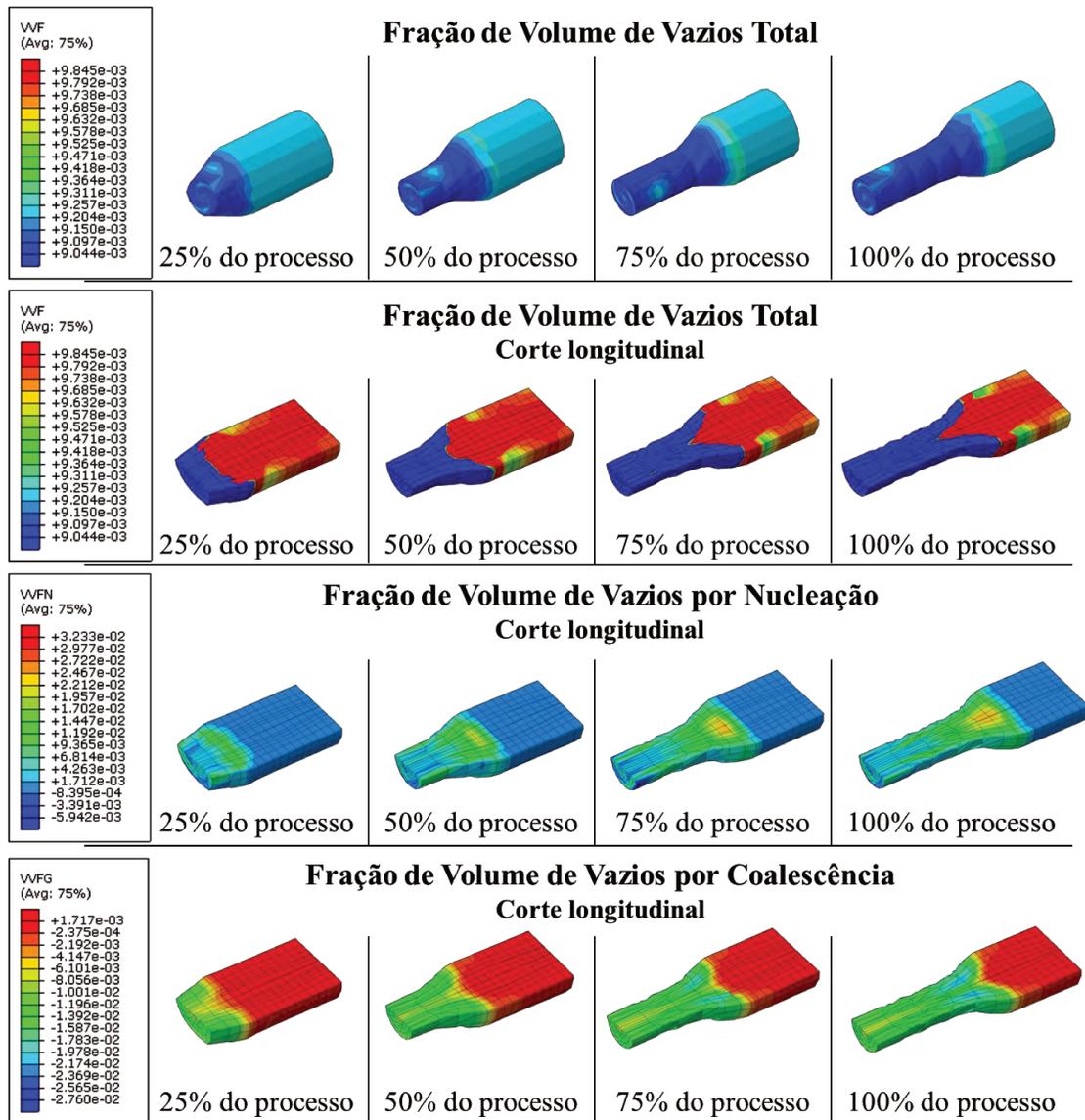


Figura 4.49: Resultados dos campos de fração de volume de vazios do modelo tridimensional com propriedades de porosidade.

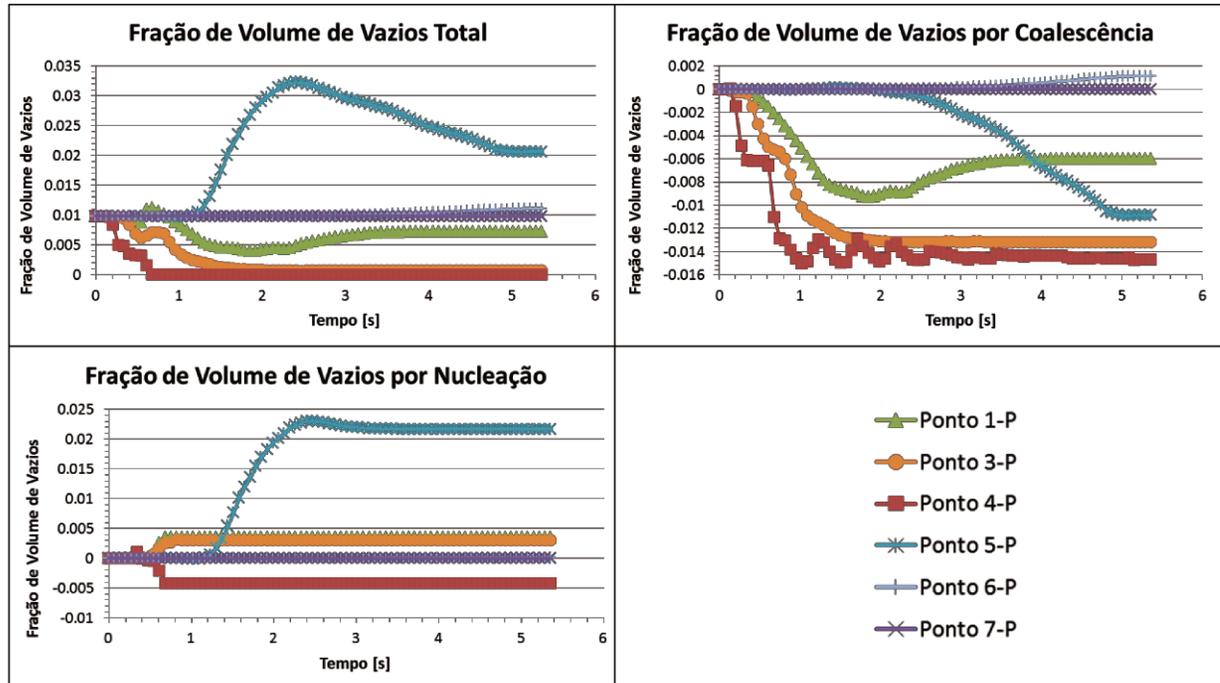


Figura 4.50: Valores das variáveis específicas ao modelo tridimensional com propriedades de porosidade.

O valor da fração de volume vazios, de forma geral, indica que a região central ao longo do eixo longitudinal do tarugo é a que apresenta a maior probabilidade de formação de macro-vazios durante o processo e a região próxima ao Ponto 5 é a região que apresenta a maior criticidade, pois é nessa região que a fração de volume de vazios é maior.

Com exceção da região ao redor do Ponto 5, a região próxima aos Pontos 1 e 3 (a região central do tarugo) é a que apresenta os maiores níveis de nucleação de vazios, porém apresentam também altos níveis de fechamento de vazios, representado pelos valores negativos da fração de volume de vazios por coalescência.

A região do Ponto 4, ou seja, a região superficial do tarugo, não apresenta nenhuma possibilidade de formação de vazios, pois tanto os valores da fração de volume de vazios por nucleação, como por coalescência, apresentaram valores negativos.

5 CONCLUSÕES

As seguintes conclusões podem ser apresentadas considerando-se os resultados obtidos nas modelagens numéricas realizadas para simular o processo LTC.

O Método de Elementos Finitos do processo LTC apresentou boa concordância com os resultados esperados e disponíveis na literatura.

A propriedade de porosidade indicou que a deformação plástica representa um aspecto importante na geração e desenvolvimento de vazios, sendo que deve apresentar um valor alto o suficiente para gerar o fechamento de vazios, porém, o mais baixo possível para minimizar a nucleação destes vazios.

O modelo com vazio de escala real (diâmetro de 20 μm) apresentou boa relação com os resultados de modelos com macro-vazios, sendo que a região externa ao tarugo apresentou a maior sensibilidade à diferença de escala.

O recurso de escala de massa adotado para acelerar o tempo de simulação apresentou resultados confiáveis com tempo de simulação aproximadamente nove vezes menor.

Os maiores níveis de deformação, tensão e temperatura concentraram-se na região central do tarugo, indicando que esta região apresenta os maiores níveis de sollicitação, sendo assim a região mais suscetível à nucleação e desenvolvimentos de defeitos internos.

Sinais de alteração na microestrutura da região central do tarugo, pela recristalização dinâmica, ocorreu a partir da análise dos resultados numéricos para a tensão de escoamento versus deformação plástica.

Quando foram acrescentados vazios ao tarugo, os valores da deformação plástica efetiva, assim como a tensão de von Mises e a temperatura, apresentaram valores próximos aos dos modelos sólidos, sendo que a deformação plástica no centro do tarugo foi o que apresentou maior diferença. Destaca-se também que as regiões com os vazios interagiram entre si e estes vazios tenderam a se fechar durante o processo.

Nos modelos com inclusões, o campo de tensão, assim como o de deformação e da temperatura não sofreram quase nenhuma alteração devido à forma das inclusões ou as suas propriedades, sendo que os seus valores se mantiveram muito próximos dos observados nos

outros modelos, porém, o comportamento das inclusões durante a deformação do tarugo merece destaque por provocarem a formação de vazios ao seu redor.

As inclusões com propriedades mais macias que a matriz apresentaram grandes níveis de deformação, acompanhando a deformação do tarugo sem causarem interferências muito apreciáveis. Entretanto, as inclusões mais duras que a matriz apresentaram grande resistência de se deformarem com o tarugo, o que resultou na formação de vazios, com destaque para as inclusões quadradas, com as quais estes vazios apresentaram as formas mais alongadas e afinadas, com interfaces agudas que podem favorecer o desenvolvimento de fissuras.

Os modelos com interação entre diferentes formas de inclusões não apresentaram diferenças significativas quando comparados com modelos que apresentaram apenas uma geometria de inclusão.

Em relação aos modelos tridimensionais, os campos de temperatura, de tensão de von Mises e de deformação plástica efetiva, assim como nos modelos bidimensionais, apresentaram os maiores valores na região central do tarugo.

Os valores dos resultados de modelos tridimensionais apresentaram significativas diferenças em relação aos valores de modelos bidimensionais, porém, o comportamento do desenvolvimento destas variáveis foram parecidos, indicando que modelos bidimensionais são confiáveis quando não se faz necessário a análise dos valores, mas sim de como se desenvolvem, principalmente no caso das variáveis da tensão de von Mises e da deformação plástica efetiva.

O aspecto do vazio na primeira região de deformação do processo LTC foi parecido, tanto nos modelos bidimensionais quanto nos tridimensionais, mas no modelo tridimensional ainda é possível avaliar a continuidade do comportamento do vazio nas outras regiões do processo, que foi diferente do que ocorreu na primeira região, pois nas outras regiões ocorreu o aumento do volume do vazio.

E por análise do modelo tridimensional com propriedades de porosidade, ficou conhecido que a região de maior probabilidade de ocorrência de defeitos internos, por formação de vazios, é a região central e longitudinal do tarugo.

Referências

ALTENHOF, W.; ZAMANI, N.; NORTH, W.; ARNOLD, B. Dynamic stress concentrations for an axially loaded strut at discontinuities due to an elliptical hole or double circular notches. **International Journal of Impact Engineering**, v.30, p. 255-274, 2004.

BATTIN, Aditya Ashok. **Finite element analysis of forging**. 2009. 55p. Master of Science - Faculty of the Graduate School, University of Texas, Arlington.

CHEN, D. Rigid-plastic finite element analysis of plastic deformation of porous metal sheets containing internal void defects. **Journal of Materials Processing Technology**, v.180, p.193-200, 2006.

CHILUVERU, Sudhir. **Computational Modeling of crack initiation in cross-roll piercing**. 2007. 89p. Dissertação (Mestrado) - School of Engineering, Massachusetts Institute of Technology.

Dassault Systèmes Simulia Corp. Abaqus Basics. In: _____. **Getting Started with Abaqus: Interactive Edition**, version 6.9. Providence: Dassault Systèmes Simulia Corp. 2009-a, cap.2, p.2-14.

Dassault Systèmes Simulia Corp. Adaptivity Techniques. In: _____. **Abaqus analyses user's manual**, version 6.9. Providence: Dassault Systèmes Simulia Corp. 2009-b, v.2, cap.12, p.12.2.1-1 a 12.2.1-9.

Dassault Systèmes Simulia Corp. Analysis procedures. In: _____. **Abaqus analyses user's manual**, version 6.9. Providence: Dassault Systèmes Simulia Corp. 2009-c, v.2, cap.6, p.6.5.4-1 a 6.5.4-13.

Dassault Systèmes Simulia Corp. Inelastic Mechanical Properties. In: _____. **Abaqus analyses user's manual**, version 6.9. Providence: Dassault Systèmes Simulia Corp. 2009-d, v.3, cap.19, p.19.2.1-1 a 19.2.9-8.

Dassault Systèmes Simulia Corp. Inertial, Rigid, and Capacitance Elements. In: _____. **Abaqus analyses user's manual**, version 6.9. Providence: Dassault Systèmes Simulia Corp. 2009-e, v.4, cap.26, p.26.4.1-1.

Dassault Systèmes Simulia Corp. Introduction. In: _____. **Getting started with Abaqus interactive edition**, version 6.9. Providence: Dassault Systèmes Simulia Corp. 2009-f, cap.1, pag. 1-1 a 1-4.

Dassault Systèmes Simulia Corp. Materials: Introduction. In: _____. **Abaqus analyses user's manual**, version 6.9. Providence: Dassault Systèmes Simulia Corp. 2009-g, v.3, cap.17, p.17.1.1-1 a 17.1.3-9.

Dassault Systèmes Simulia Corp. Mechanical constitutive theories. In: _____. **Abaqus theory manual**, version 6.9. Providence: Dassault Systèmes Simulia Corp. 2009-h, cap.4, p.4.3.6-1 a 4.3.6-7.

Dassault Systèmes Simulia Corp. Prescribed Conditions. In: _____. **Abaqus analyses user's manual**, version 6.9. Providence: Dassault Systèmes Simulia Corp. 2009-i, v.5, cap.29, p. 29.4.4-1 a 29.4.4-11.

Dassault Systèmes Simulia Corp. Quasi-Static Analysis with Abaqus/Explicit. In: _____. **Getting started with Abaqus interactive edition**, version 6.9. Providence: Dassault Systèmes Simulia Corp. 2009-j, cap.13, pag. 13-6.

Dassault Systèmes Simulia Corp. Special-Purpose Techniques. In: _____. **Abaqus analyses user's manual**, version 6.9. Providence: Dassault Systèmes Simulia Corp. 2009-k, v.2, cap.11, p.11.7.1-1 a 11.7.1-13.

Dassault Systèmes Simulia Corp. Static stress/displacement analyses. In: _____. **Abaqus example problems manual**, version 6.9. Providence: Dassault Systèmes Simulia Corp. 2009-l, v.1, cap.1, p.1.3.6-1 a 1.3.6-13.

Dassault Systèmes Simulia Corp. Static stress/displacement analyses. In: _____. **Abaqus example problems manual**, version 6.9. Providence: Dassault Systèmes Simulia Corp. 2009-m, v.1, cap.1, p.1.3.12-1 a 1.3.12-8.

Dassault Systèmes Simulia Corp. Static stress/displacement analyses. In: _____. **Abaqus example problems manual**, version 6.9. Providence: Dassault Systèmes Simulia Corp. 2009-n, v.1, cap.1, p.1.1.13-1 a 1.1.13-8.

DIXIN Y.; JINGPEI, X.; KEFENG, Z.; ZONGFA, L.; AIQIN, W.; WENYAN, W. Numerical simulation of stress field in inclusions of large rudder arm steel castings. **China Foundry**, v.6, p.219-225, 2009.

DONG, Y.; TAGAVI, K. A.; LOVELL, M. R. Analysis of interfacial slip in cross-wedge rolling: a numerical and phenomenological investigation. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 97, p. 44-53, 2000-a.

DONG, Y.; TAGAVI; K. A.; LOVELL, M. R.; DENG, Z. Analysis of stress in cross wedge rolling with application to failure. **International Journal of Mechanical Sciences**, v.42, p.1233-1253, 2000-b.

ERVASTI, E.; STÅHLBERG, Ulf. Void initiation close to a macro-inclusion during single pass reductions in the hot rolling of steel slabs: A numerical study. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 170, p. 142-150, 2005.

GENTILE, Fernando César Gentile. **Estudo do processo de laminação transversal com cunha para fabricação de eixos escalonados**. 2004. 190p. Tese (doutorado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual De Campinas, Campinas.

GRUNING, K. **Técnica da conformação**, São Paulo: Editora Polígono, 1973, 256p.

JUNG, D. W. Study of dynamic explicit analysis in sheet metal forming processes using faster punch velocity and mass scaling scheme. **Journal of materials engineering and performance**, v. 7, p. 479-490, 1998.

KAINZ, Alexander; KRIMPELSTÄTTER, Konrad; ZEMAN, Klaus. FE - Simulation of thin strip and temper rolling processes. In: ABAQUS Austria Users' Conference, 2003, Vienna. **Anais...Linz: Johannes Kepler Universit**, 2003.

LI, Q. LOVELL, M. R. The establishment of a failure criterion in cross wedge rolling. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v.24, n.3-4, p.180-189, 2004.

LI, Q.; LOVELL, M. R; SLAUGHTER, W.; TAGAVI, K. Investigation of the morphology of internal defects in cross wedge rolling. **Journal of Materials Processing Technology**, v.125-126, p.248–257, 2002.

LI, Qiang. **Characterization of failure mechanisms in cross wedge rolling**. 2003. 126p. Doctoral Dissertation-Faculty of School of Engineering, University of Pittsburgh, Pittsburgh.

LOGAN, D. L. **A First Course in the Finite Element Method**, Platteville: Editora Thomson, 2007, 808p.

PATER, Z. A study of cross wedge rolling process. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 80-81, p. 370-375, 1998.

PATER, Z. Finite element analysis of cross wedge rolling. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 173, p.201-208, 2006.

PATER, Z. Numerical simulation of the cross wedge rolling process including upsetting. **Journal of Materials Processing Technology**, v.92-93, p.468-473, 1999-a.

PATER, Z. Theoretical and experimental analysis of cross wedge rolling process. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.40, p.49-63, 2000.

PATER, Z.; WEROŃSKI, W.; KAZANECKI, J.; GONTARZ, A. Study of the process stability of cross wedge rolling. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 92–93, p. 458-462, 1999-b.

POLUKHIN, P.; FEDOSOV, N.; KOROLYOV, A.; MATVEYEV Y. **Rolling mill practice**. Moscow: Peace, [19--]. 510p.

QIANG, F. Y.; PAN, B. S. Analysis on temperature distribution in cross wedge rolling process with finite element method. **Journal of Materials Processing Technology**, v.187-188, p. 392-396, 2007.

REGONE, W.; SILVA, M. L. N.; BUTTON, S. T. Numerical and experimental analysis of the microstructural evolution during cross wedge rolling of V-Ti micro alloyed steel. **REM:Rev. Esc. Minas**, v. 62, p. 495-502, 2009.

SÁNCHEZ, P.J.; HUESPE; A.E.; OLIVER, J. On some topics for the numerical simulation of ductile fracture. **International Journal of Plasticity**, v. 24, p. 1008-1038, 2008.

SILVA, Ana Lydia Reis de Castro. **Análise numérica não-linear da flambagem local de perfis de aço estrutural submetidos à compressão uniaxial**. 2006. 205p. Tese (doutorado) - Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.

SILVA, M.L.N.; PIRES, G.H.; BUTTON, S.T. Damage evolution during cross wedge rolling of steel DIN 38MnSiVS5. **Procedia Engineering**, v.10, p.752-757, 2011.

SILVA, Mario Luiz Nunes. **Análise microestrutural e das propriedades mecânicas de forjados em aço microligados obtidos a partir de pré-formas CWR**. 2004. 80p. Dissertação (mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual De Campinas, Campinas.

SILVA, Mario Luiz Nunes. **Otimização do processo de laminação transversal com cunha para a produção de eixos com aço SAE 1045**. 2008. 108p. Tese (doutorado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual De Campinas, Campinas.

SPITTEL, Thilo; SPITTEL, Marlene. **Ferrous Alloys**, Kempten: Editora Springer, 2009, v.2, 800p.

Transvalor S.A. **Forge Reference Guide**, version 2008. Mougins: Transvalor S.A, 2008.

VIDAL-SALLÉ, E.; BOUTABBA, S.; BOYER, J.C. Quasi-static versus dynamic explicit scheme for the modeling of an energy-driven thermo-mechanical forming process. **International Journal of Material Forming**, v.1, p.407-410, 2008. [38]

WANG, M.; LI, X.; DU, F. Analysis of metal forming in two-roll cross wedge rolling process using finite element method. **Journal of Iron and Steel Research**, v. 16, p. 38-43, 2009.

YU, H.; BI, H.; LIU X.; CHEN L.; DONG, N. Behavior of inclusions with weak adhesion to strip matrix during rolling using FEM. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 209, p. 4274-4280, 2009.

ZYBEL, Lutz. **Finite element analysis of ductile fracture behavior of pipe sections with surface crack**. 2005. 62p. Project student - Structural Engineering, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim.