



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS

Faculdade de Engenharia Mecânica

PAULO AUGUSTO MORAIS DE OLIVEIRA

**FECHAMENTO DE VAZIOS UTILIZANDO O DISPOSITIVO DE FORJAMENTO DE
QUATRO BIGORNAS**

Void Closure Using the Four Die Forging Device

CAMPINAS / SP

2022

PAULO AUGUSTO MORAIS DE OLIVEIRA

**FECHAMENTO DE VAZIOS UTILIZANDO O DISPOSITIVO DE FORJAMENTO DE
QUATRO BIGORNAS**

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas como parte dos requisitos exigidos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica, na Área de Materiais e Processos de Fabricação

Orientadora: PROFA. DRA. PAULA FERNANDA DA SILVA FARINA

ESTE TRABALHO CORRESPONDE À VERSÃO FINAL DA DISSERTAÇÃO DEFENDIDA PELO ALUNO PAULO AUGUSTO MORAIS DE OLIVEIRA, E ORIENTADO PELA PROFA. DRA. PAULA FERNANDA DA SILVA FARINA

CAMPINAS / SP

2022

Ficha catalográfica
Universidade Estadual de Campinas
Biblioteca da Área de Engenharia e Arquitetura
Rose Meire da Silva - CRB 8/5974

OL4f Oliveira, Paulo Augusto Morais de, 1968-
Fechamento de vazios utilizando o dispositivo de forjamento de quatro bigornas / Paulo Augusto Morais de Oliveira. – Campinas, SP : [s.n.], 2022.

Orientador: Paula Fernanda da Silva Farina.
Dissertação (mestrado) – Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Forjamento. I. Farina, Paula Fernanda da Silva, 1978-. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Informações Complementares

Título em outro idioma: Void closure using the four die forging device

Palavras-chave em inglês:

Forging

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Mestre em Engenharia Mecânica

Banca examinadora:

Paula Fernanda da Silva Farina [Orientador]

Juliano Soyama

Eduardo Netto de Souza

Data de defesa: 18-11-2022

Programa de Pós-Graduação: Engenharia Mecânica

Identificação e informações acadêmicas do(a) aluno(a)

- ORCID do autor: <https://orcid.org/0000-0001-8324-3104>

- Currículo Lattes do autor: <http://lattes.cnpq.br/7997593786687702>

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS

Faculdade de Engenharia Mecânica

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

**Fechamento de Vazios Utilizando o Dispositivo de Forjamento de
Quatro Bigornas**

Autor: Paulo Augusto Morais de Oliveira

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:

Profa. Dra. Paula Fernanda da Silva Farina – UNICAMP

Prof. Dr. Juliano Soyama – UNICAMP

Eng. Dr. Eduardo Netto de Souza – Villares Metals S.A.

A ata da defesa com as respectivas assinaturas dos membros encontra-se no SIGA/Sistema de Fluxo de Dissertação/Tese e na Secretaria do Programa da Unidade.

Campinas, 18 de novembro de 2022

AGRADECIMENTOS

Primeiramente à Deus, por me abençoar com saúde, iluminar o meu caminho e colocar pessoas em minha vida que fazem a diferença.

À minha orientadora, Prof. Dra. Paula Fernanda da Silva Farina, pelos ensinamentos, orientação, credibilidade e oportunidade de realizar este trabalho junto a uma das melhores universidades do país e do mundo.

À Villares Metals S.A., uma das melhores empresas do mundo em aços e ligas especiais, na qual tenho trabalhado ao longo de 30 anos e sou extremamente grato pelo aprendizado e reconhecimento, aqui representada pelo Gerson Graciano, idealizador deste trabalho, Augusto Lara e Romulo Moreno, que me apoiaram e incentivaram.

Ao pesquisador, Roberto Tibúrcio Canito Frota Júnior, pelo grande suporte nas simulações pelo método de elementos finitos, ótimas discussões e ensinamentos, sem os quais não seria possível realizar este trabalho.

À minha esposa, Nevinha, e minhas filhas, Maria Paula e Marcela, que são minhas inspirações, para quem eu vivo e me esforço para ser uma pessoa cada dia melhor.

À minha mãe, Estael, e ao meu irmão, Alexandre, por valorizarem a família e sempre estarem ao meu lado, mesmo distantes fisicamente.

Ao meu pai, Paulo Francisco, que embora esteja com Deus há algum tempo, ensinou-me a respeitar, acreditar no ser humano, valorizar amizades e superar desafios.

RESUMO

Na indústria, entre os principais desafios, a garantia da qualidade dos produtos fabricados e o aumento da produtividade sempre estão em destaque. Neste contexto está inserida a fabricação de barras forjadas a quente por meio de prensas de matrizes abertas, na qual o dispositivo de forjamento de quatro bigornas (4DFD ¹) aumenta a produtividade em forjarias de matrizes abertas devido ao menor número de passes para atingir a bitola objetivada, porém produz menor deformação efetiva no produto bruto forjado, quando comparado ao forjamento convencional com duas bigornas planas. Esta situação provoca o questionamento sobre como o fechamento de vazios, comumente presentes nos lingotes convencionais de partida, se comporta em relação ao processo 4DFD. Assim, esta dissertação tem como objetivo estudar o fechamento de vazios em barras conformadas a quente do aço AISI 4145 por meio do forjamento em uma prensa hidráulica de matriz aberta de 3.000 toneladas, utilizando o processo 4DFD e comparando-o ao processo convencional de duas bigornas planas. Foram realizados estudos utilizando modelos numérico e experimental. No modelo numérico realizou-se simulações pelo método de elementos finitos nos dois processos de forjamento estudados, partindo de uma barra com um furo artificial na linha central, para avaliar comparativamente a evolução do fechamento do vazio durante a conformação plástica em relação à redução da área do vazio, tensão hidrostática, deformação efetiva, deformação de von Mises, deformação total direcional Y e Z, fluxo do material e o parâmetro Q -valor, que mensura o comportamento do fechamento do vazio. No modelo experimental reproduziu-se em escala industrial cada simulação do modelo numérico e, para avaliar o comportamento do fechamento do vazio na prática, analisou-se cada barra bruta de forja por meio de ensaios dimensional, ultrassom, metalográficos e medições do tamanho, área e formato dos vazios em duas posições pré-definidas, com graus de reduções da bitola forjada iguais a 2:1 e 4:1. Concluiu-se que o processo 4DFD apresentou a mesma capacidade para o fechamento de vazios, quando comparado ao processo convencional de forjamento com duas bigornas planas, o que foi validado pela aderência entre os modelos numérico e experimental.

Palavras-Chave: forjamento; forjamento a quente; forjamento em matriz aberta; dispositivo de forjamento de quatro bigornas; fechamento de vazios.

¹ 4DFD é uma sigla do inglês “*Four Die Forging Device*” e significa “dispositivo de forjamento de quatro bigornas” que pode ser acoplado em prensas de matrizes abertas no lugar das bigornas convencionais.

ABSTRACT

In the industry, among the main challenges, the quality assurance of the manufactured products and the increase in productivity are always highlighted. In this context the manufacture of hot forged bars through open die presses is inserted, where the Four Die Forging Device (4DFD) increases productivity in open die forging shops due to the smaller number of passes to reach the target dimension but produces less effective strain in the forged rough product, when compared to conventional forging with two flat dies. This situation raises questions about how the closing of voids, commonly present in conventional ingots, will behave in relation to the 4DFD process. Then, this dissertation aims to study the closing of voids in hot-forged bars of AISI 4145 steel through forging in a 3,000-ton hydraulic open die press, using the 4DFD during the process and comparing it to the conventional forging with two flat dies. Studies were carried out through numerical and experimental models. In the numerical model, simulations were carried out by the finite elements method in each forging process, starting from a bar with an artificial hole in the center line, to comparatively evaluate the evolution of the void closure during the plastic conformation in relation to the reduction of the area of the void, hydrostatic stress, effective strain, von Mises strain, Y and Z directional total strain, material flow and the Q -value parameter, which measures the void closing behavior. In the experimental model, each simulation of the numerical model was reproduced on an industrial scale and, to evaluate the behavior of void closing in practice, each forged bar was analyzed through dimensional, ultrasonic, metallographic tests and measurement tests of the size, area and shape of the voids in two pre-defined positions, with forged area reduction degrees equals to 2:1 and 4:1. Through the analysis of the simulations and experiments results, it was concluded that the 4DFD presented the same capacity for closing voids, when compared to the conventional forging process with two flat dies, even with lower number of passes and lower effective strain, which was validated by the adherence between the numerical and experimental models.

Keywords: forging; hot forging; open die forging; four die forging device; void closure.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Decomposição da tensão T segundo eixos cartesianos. ^[1]	23
Figura 2 – Tensões em diferentes planos de corte na tração de um cilindro, com uniforme distribuição de forças em qualquer seção do corpo, tais como ΔA e ΔA_1 . ^[1]	24
Figura 3 – Planos passando pelo ponto P , onde $\tau = 0$. ^[1]	25
Figura 4 – Análise das tensões σ e τ no plano genérico A , em duas dimensões. ^[1] ..	26
Figura 5 – Representação geométrica das equações: tensão normal σ e a tensão de cisalhamento τ . ^[1]	26
Figura 6 – Extensão do círculo de Mohr a três dimensões. ^[1]	27
Figura 7 – Exemplos de círculos de Mohr para diferentes estados de tensão. ^[1]	28
Figura 8 - Principais estruturas cristalinas dos metais: (a) CFC; (b) HC; (c) CCC. ^[3] ..	31
Figura 9 – Representações das discordâncias: (a) em cunha; (b) em hélice. ^[2, 37]	31
Figura 10 – Estado de tensão sobre o grau de deformação para diferentes processos. ^[2, 37]	35
Figura 11 – Comparação entre os critérios de TRESCA e von MISES. ^[2, 37]	37
Figura 12 – Curvas típicas de tensão-deformação verdadeira para aço 42CrMo sob: (a) diferentes temperaturas de deformação; (b) diferentes taxas de deformação. Adaptado de [4]	38
Figura 13 – Prensa hidráulica de matriz aberta de 5.000 t na empresa Villares Metals S.A. ^[6]	39
Figura 14 – Estrutura primária de um lingote do processo de lingotamento convencional. ^[8]	41
Figura 15 – Efeito do trabalho a quente na estrutura do lingote. ^[10]	43
Figura 16 - Geometria de bigornas para prensas de matrizes abertas: (a) plana, onde “L” é a largura da bigorna; (b) semicircular; (c) em formato “V”. ^[11]	43
Figura 17 – Dispositivo 4DFD acoplado a prensa de 4.500 t em funcionamento. ^[12] ..	44

Figura 18 – Componentes principais do 4DFD: posição fechada para o alojamento superior (1) e placa corredeira (3); e posição aberta para o alojamento inferior (2) e placa corredeira (4). ^[13]	45
Figura 19 – Esquema do funcionamento do 4DFD. ^[14]	45
Figura 20 – Distribuição de carbonetos: forjamento rotativo radial “1” e “4DFD”. Adaptado de [12]	47
Figura 21 – Micrografia ótica dos carbonetos no núcleo da barra redonda 122 mm: (a) forjamento rotativo radial; (b) 4DFD; aumento 100X. ^[12]	48
Figura 22 – Desenho dos tipos de matrizes do 4DFD: (a) plana; (b) Curva. ^[15]	48
Figura 23 – Simulação por elementos finitos para o volume relativo de vazios (Rv): (a) bigorna V de 135°; (b) Rv após redução de 24%. ^[19]	51
Figura 24 – Simulação por elementos finitos para o volume relativo de vazios (Rv): (a) bigorna plana; (b) Rv após redução de 24%; (c) Rv após rotação de 90° de (b), seguido de redução de 22%. ^[19]	51
Figura 25 – Variação da razão da área do vazio (S_v/S_{v0} , área final dividida pela área inicial do vazio) com o Q -valor, equação (41). Adaptado de [22]	53
Figura 26 – Variação do tamanho do defeito em mm com o Q -valor, equação (41). Adaptado de [22]	53
Figura 27 – Formato inicial do material experimental: (A) Modelo 1 (R, redondo); (B) Modelo 2 (S, quadrado); Dimensões em milímetros; H_0 é o comprimento inicial. Adaptado de [23]	55
Figura 28 – Esquema dos aparatos para o forjamento experimental. Adaptado de [23]	56
Figura 29 – Relação entre as taxas de redução e da área do vazio. Adaptado de [23]	56
Figura 30 – Modelo Analítico. Adaptado de [23]	57
Figura 31 – Comparação da forma da seção transversal com o resultado experimental (direita) e o resultado analítico (esquerda). Adaptado de [23]	58
Figura 32 – Taxa da área do vazio do resultado analítico versus experimental. Adaptado de [23]	58

Figura 33 – Valor Q analítico versus a taxa da área do vazio experimental. Adaptado de [23].	58
Figura 34 – Taxa de fechamento e Q -valor de simulações experimental e numérica. Adaptado de [9].	59
Figura 35 – Relações adaptadas dos módulos pertencentes ao pacote do DEFORM TM -3D. [27].	62
Figura 36 – Esquema representativo da simulação dos contornos da temperatura em três etapas da deformação de um processo de forjamento por estiramento. Adaptado de [28].	63
Figura 37 – Esquema representativo da simulação de um processo de extrusão do fluxo do material, mostra a curvatura em vistas isométrica e de topo. Adaptado de [28].	63
Figura 38 – Taxa do fechamento do vazio em função da razão entre a largura da matriz (ou bigorna) e a largura do tarugo. Adaptado de [29].	64
Figura 39 – Curva de distribuição de ajuste de ε_z com fechamento de vazio central para modelos sem e com vazio. (a) Modelos sem vazio; (b) Modelos com vazio. Adaptado de [30].	65
Figura 40 – Diagrama esquemático dos modelos: (a) Modelos sem vazio (pré e pós deformação); (b) Modelos com vazio central (pré e pós deformação). [30].	66
Figura 41 – Representação esquemática da geometria inicial das barras.	67
Figura 42 - Fotografia das barras na condição inicial: \varnothing_e 500 x \varnothing_i 50 x 2.000 mm.	68
Figura 43 – Curvas de tensão-deformação do aço AISI 4145, com os fluxos de escoamentos calculados com o <i>software</i> JMatPro® [31], para as temperaturas de 800°C, 900°C, 1000°C e 1100°C. As taxas de deformação do presente trabalho foram entre 0,188 e 0,375 s ⁻¹ , conforme apresentado na Tabela 7.	70
Figura 44 – Fotografias da prensa P3000T da Villares Metals SA, mostrando o forjamento convencional com 2 bigornas de um lingote, com vistas frontal e lateral.	71
Figura 45 – Fotografias do dispositivo 4DFD montado na prensa P.3000T (esquerda) e durante um forjamento (direita).	72

Figura 46 – Fotografias das barras de partida na entrada da prensa P3.000T para o forjamento com 2 bigornas planas (esquerda) e com dispositivo 4DFD (direita).	75
Figura 47 – Fotografias das barras durante o forjamento no formato oitavado de 350 mm com 2 bigornas planas (esquerda) e com dispositivo 4DFD (direita).	75
Figura 48 – Fotografias das barras durante o forjamento no formato oitavado de 250 mm com 2 bigornas planas (esquerda) e com dispositivo 4DFD (direita).	76
Figura 49 – Fotografias das barras no final do forjamento com 2 bigornas planas (esquerda) e com dispositivo 4DFD (direita).	76
Figura 50 – “Quadro I” da especificação ASTM E381– 20 com série graduada da segregação de três condições: sub superfície (S); meio raio (R); centro (C). ^[33]	78
Figura 51 – Modelagem obtida pelo DEFORMTM-3D ^[26] com a malha da furação inicial, com 50 mm de diâmetro externo.	80
Figura 52 – Geometria 3D no “passe 1”: (a) 2 bigornas, 2 faces deformadas planas; (b) 4DFD, 4 faces deformadas planas.	81
Figura 53 – Dimensão e formato do vazio no “passe 1”: (a) 2 bigornas, ovalizado; (b) 4DFD, arredondado.	81
Figura 54 – Tensão hidrostática no “passe 1”: (a) 2 bigornas, tensões de tração (valores positivos nas cores amarelo e verde) e de compressão (valores negativos nas cores azul e azul escuro); (b) 4DFD, tensões de compressão (valores negativos na cor azul turquesa).	82
Figura 55 – Deformação efetiva no “passe 1”: (a) 2 bigornas, a maior deformação efetiva localizou-se somente na faixa central (cores azul turquesa e azul na direção Z); (b) 4DFD, deformação efetiva distribuída ao longo de toda seção transversal (cor azul turquesa no centro e meio raio, além da cor verde próxima das bigornas).	83
Figura 56 – Deformação de von Mises no “passe 1”: (a) 2 bigornas, a maior deformação efetiva localizou-se somente na faixa central (cores azul turquesa e azul na direção Z); (b) 4DFD, deformação efetiva distribuída ao longo de toda seção transversal (cor azul turquesa no centro e meio raio, além da cor verde próxima das bigornas).	83

Figura 57 – Deformação total direcional Y no “passe 1”: (a) 2 bigornas, somente deformações positivas (cores verde e amarelo) em torno do vazio; (b) 4DFD, maior presença das deformações negativas (cor azul turquesa) em torno do vazio e pequena resultante de deformações positivas (cor verde).	84
Figura 58 – Deformação total direcional Z no “passe 1”: (a) 2 bigornas, as resultantes das deformações, que eram trativas na direção Y da Figura 57, passam a ser somente compressivas (cores azul turquesa e azul) em torno do vazio na direção Z; (b) 4DFD, maior presença das deformações negativas (cor azul turquesa) em torno do vazio, mas, as pequenas resultantes das deformações positivas (cor verde) mudam de sentido para direção Z quando comparadas às resultantes da direção Y da Figura 57.	85
Figura 59 – Fluxo do material no “passe 1”: (a) 2 bigornas, fluxo inicia-se na direção Z e depois segue para as laterais na direção Y; (b) 4DFD, fluxo condicionado para o interior da barra.	85
Figura 60 – Geometria 3D no “passe Oit 350 mm”: (a) 2 bigornas, 354 mm e 368 mm por 3.687 mm de comprimento; (b) 4DFD, 357 mm e 366 mm por 3.879 mm.	86
Figura 61 – Dimensão do vazio (furo) “passe Oit 350 mm”: (a) 2 bigornas, redução de área do vazio igual a 96%; (b) 4DFD, redução de área do vazio igual a 88%.	87
Figura 62 – Tensão hidrostática no “passe Oit 350 mm”: (a) 2 bigornas, tensões de compressão intermediárias (cores azul e azul claro); (b) 4DFD, tensões de compressão mais elevadas (cores azul e azul escuro).	87
Figura 63 – Deformação efetiva no “passe Oit 350 mm”: (a.1) 2 bigornas corte transversal e (a.2) corte longitudinal, somatória elevada das deformações (cores amarelo, laranja e vermelho); (b.1) 4DFD corte transversal e (b.2) corte longitudinal, somatória menor das deformações (cores azul, azul claro e azul turquesa).	88
Figura 64 – Deformação de von Mises no “passe Oit 350 mm”: (a.1) 2 bigornas corte transversal e (a.2) corte longitudinal, deformações elevadas na região do vazio (cores vermelho e laranja); (b.1) 4DFD corte transversal e (b.2) corte longitudinal, deformações na região do vazio entre elevados (cores vermelho e laranja), intermediários (cores verde e amarelo) e baixos (cores azul turquesa e azul claro).	89

Figura 65 – Deformação total direcional Y “passe Oit 350 mm”: (a.1) 2 bigornas corte transversal e (a.2) corte longitudinal; (b.1) 4DFD corte transversal e (b.2) corte longitudinal; deformações compressivas negativas (cores azul escuro e azul claro) e uma pequena deformação trativa (cor amarela) foram semelhantes na região em torno do vazio para os dois processos.	90
Figura 66 – Deformação total direcional Z “passe Oit 350 mm”: (a.1) 2 bigornas corte transversal e (a.2) corte longitudinal; (b.1) 4DFD corte transversal e (b.2) corte longitudinal; deformações compressivas negativas (cores azul, azul escuro e azul claro) e uma pequena deformação trativa (cor amarela) foram semelhantes na região em torno do vazio para os dois processos.	91
Figura 67 – Fluxo do material no “passe Oit 350 mm”: (a) 2 bigornas, fluxo inicia-se na direção Z e depois segue para as laterais na direção Y; (b) 4DFD, fluxo condicionado para o interior da barra.	92
Figura 68 – Parâmetro Q -valor no “passe Oit 350 mm”: (a) 2 bigornas, valor igual a 0,8 +/- 0,2 (cores verde e azul turquesa); (b) 4DFD, valor igual a 0,4 +/-0,2 (cores laranja e amarelo).	93
Figura 69 – Geometria 3D no “passe Oit 250 mm”: (a) 2 bigornas, 250,08 por 3.231,2 mm de comprimento; (b) 4DFD, 249,60 mm por 3.522,9 mm.	94
Figura 70 – Temperatura das barras “passe Oit 250 mm”: (a) 2 bigornas, 975°C (+/-25°C); (b) 4DFD, 1000°C (+/-25°C).	95
Figura 71 – Perfil térmico ao longo da seção transversal no “passe Oit 250 mm”: temperaturas mais baixas nas superfícies (0 e 250 mm) iguais a 979°C (2 bigornas) e 999°C (4DFD); temperaturas mais altas nos centros das barras (125 mm) iguais a 1181°C (2 bigornas) e 1217°C (4DFD).	95
Figura 72 – Remodelagem da malha da furação ao final do último passe: (a) 2 bigornas; (b) 4DFD.	96
Figura 73 – Dimensão do vazio (furo) “passe Oit 250 mm”: (a) 2 bigornas, redução de área do vazio igual a 99%; (b) 4DFD, redução de área do vazio igual a 99%.	97
Figura 74 – Tensão hidrostática no “passe Oit 250 mm”: (a) 2 bigornas; (b) 4DFD; tensões de compressão similares (cor azul) nos dois processos ao redor do vazio.	97

Figura 75 – Deformação efetiva no “passe Oit 250 mm”: (a.1) 2 bigornas corte transversal e (a.2) corte longitudinal; (b.1) 4DFD corte transversal e (b.2) corte longitudinal; forjamento convencional com 2 bigornas apresentou deformação efetiva maior que o forjamento com o dispositivo 4DFD.	98
Figura 76 – Perfis das deformações efetivas ao longo da seções transversais no “passe Oit 250 mm” relacionada à Figura 75 (a.1) e (b.1) dos processos 2 bigornas e 4DFD, respectivamente: valores mais baixos nas superfícies (0 e 250 mm) iguais a 2,5 mm/mm (2 bigornas) e 1,4 mm/mm (4DFD); valores mais altos nos centros (125 mm) iguais a 3,9 mm/mm (2 bigornas) e 2,4 mm/mm (4DFD).	99
Figura 77 – Deformação de von Mises no “passe Oit 250 mm”: (a.1) 2 bigornas corte transversal e (a.2) corte longitudinal; (b.1) 4DFD corte transversal e (b.2) corte longitudinal; nos cortes transversal e longitudinal na região do vazio as deformações de von Mises foram elevadas (cores vermelha, laranja e amarelo) para os dois processos.	99
Figura 78 – Deformação total direcional Y “passe Oit 250 mm”: (a.1) 2 bigornas corte transversal e (a.2) corte longitudinal; (b.1) 4DFD corte transversal e (b.2) corte longitudinal; componentes compressivas elevadas para os dois processos, porém maior para o processo 4DFD (cores azul escuro e azul mais predominantes).	100
Figura 79 – Deformação total direcional Z “passe Oit 250 mm”: (a.1) 2 bigornas corte transversal e (a.2) corte longitudinal; (b.1) 4DFD corte transversal e (b.2) corte longitudinal; deformação compressiva maior (cor azul escuro) para o 4DFD e alternância de níveis das deformações compressivas (cores azul, azul escuro e azul claro) no processo com 2 bigornas ao longo da região central do vazio.	101
Figura 80 – Fluxo do material no “passe Oit 250 mm”: (a) 2 bigornas, fluxo inicia-se na direção Z e depois segue para as laterais na direção Y; (b) 4DFD, fluxo condicionado para o interior da barra.	102
Figura 81 – Parâmetro Q -valor no “passe Oit 250 mm”: (a) 2 bigornas, valor igual a 1,4 +/-0,2 (cores azul e azul escuro); (b) 4DFD, valor igual a 0,8 +/-0,2 (cores verde e azul turquesa).	103
Figura 82 – Relatório do ensaio por ultrassom e dimensional da barra forjada com o processo convencional de 2 bigornas planas.	106

Figura 83 – Relatório do ensaio por ultrassom e dimensional da barra forjada com o dispositivo de quatro bigornas 4DFD.	107
Figura 84 – Barras na bancada com as posições traçadas para os cortes em serra: barra acima com o dispositivo 4DFD; e abaixo forjada com 2 bigornas planas.	109
Figura 85 – Macrografias das fatias no formato oitavado 350 mm: 2 bigornas planas (2D-1, 2D-2 e 2D-3); dispositivo 4DFD (4D-1, 4D-2 e 4D-3); dimensões (a) e (b) dos vazios encontram-se na Tabela 12.	110
Figura 86 – Macrografias das fatias no formato oitavado 250 mm: 2 bigornas planas (2D-4, 2D-5 e 2D-6); dispositivo 4DFD (4D-4, 4D-5 e 4D-6); dimensões (a) e (b) dos vazios encontram-se na Tabela 12.	110
Figura 87 – Micrografia da região segregada retirada da fatia 2D-4 da região do meio raio no sentido longitudinal da barra forjada no oitavado de 250 mm; presença de sulfetos de manganês, desejados na estrutura deste aço para facilitar processos de usinagem. Sem ataque. Aumento 100x.	111
Figura 88 – Mosaico com a área do vazio igual a 97,35 mm ² (fatia 4D-4). As duas impressões redondas de durezas “Rockwell” na carepa compactada foram desconsideradas porque o melhor processo de medição nesta condição é a microdureza “Vickers”. Aumento 5x.	112
Figura 89 – Comparação das formas obtidas dos vazios nos modelos numérico (Simulação Deform) e experimental (Experimento) no oitavado de 250 mm: (a) 2 bigornas, formatos achatados no modelo numérico e alternâncias entre achatado, arredondado e ovalizado no modelo experimental; (b) 4DFD, formatos triangulares e retangulares no modelo numérico e arredondados para o experimento.	113
Figura 90 – Microdurezas “Vickers” medidas na carepa compactada da região central da fatia 4D-4 e resultados encontrados iguais a 347,76 HV0.5 (329 HB) e 346,41 HV0.5 (328 HB).	115
Figura 91 – Micrografia do mosaico do vazio na região central da fatia 4D-4 com os resultados das microdurezas “Vickers” (convertidas em “Brinell”) medidas no aço base. Ataque Nital 4%. Aumento 5x.	115

Figura 92 – Redução de área do vazio e Q -valor, após simulações no DEFORM TM -3D [26] (Simulação Deform - 2 Bigornas e Simulação Deform - 4DFD) e execuções dos experimentos com o forjamento na prensa P3.000T (Experimento - 2 Bigornas e Experimento - 4DFD). Há coerência entre os modelos numérico e experimental: quanto maior o Q -valor, maior é a tendência do fechamento dos vazios com o aumento das suas reduções de área; a tendência do fechamento do vazio foi mantida, o que é comprovado pela proximidade das inclinações das retas de cada processo.	117
Figura 93 – Micrografia das regiões de microdurezas “Vickers” a 2,8 mm do vazio da Figura 91, ainda na camada descarbonetada, nas fases presentes: região do círculo com a ferrita pró-eutetóide, 145,98 HV0,5 (140 HB); região do quadrado com a perlita grosseira, 281,47 HV0,5 (267 HB); e região do triângulo com a perlita fina, 314,23 HV0,5 (297 HB). Ataque Nital 4%. Aumento 50x.	118
Figura 94 – Micrografias da superfície do oitavado 250 mm: (a) 2 bigornas; (b) 4DFD; microestrutura perlítica e ferrítica; tamanho de grão mais grosseiro para o processo com 2 bigornas, com 3 ASTM, do que para o 4DFD, igual a 5 ASTM. Ataque Nital 4%. Aumento 100x.	120
Figura 95 – Micrografias do meio raio do oitavado 250 mm: (a) 2 bigornas; (b) 4DFD; microestrutura perlítica e ferrítica; tamanho de grão mais grosseiro para o processo com 2 bigornas, com 2 ASTM, do que para o 4DFD, igual a 4 ASTM. Ataque Nital 4%. Aumento 100x.	121
Figura 96 – Micrografias do núcleo do oitavado 250 mm: (a) 2 bigornas; (b) 4DFD; microestrutura perlítica e ferrítica; granulação igual a 3 ASTM para os dois processos. Ataque Nital 4%. Aumento 100x.	121

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Fator de aumento da força da prensa com 4DFD e coeficiente de atrito. ^[12]	46
Tabela 2 – Exemplo das dimensões das matrizes do 4DFD. ^[15]	49
Tabela 3 – Processos de forjamento e seus efeitos no fechamento de vazios. Adaptado de [16]	50
Tabela 4 – Q -valor para diferentes larguras bigornas com o mesmo plano de passe. Adaptado de [12]	54
Tabela 5 – Condições do experimento. Adaptado de [23]	55
Tabela 6 – Composição química da corrida 4844729 das barras do aço AISI 4145.	67
Tabela 7 – Dados de entrada para simulação, definição e iteração dos objetos.	69
Tabela 8 – Plano de passes do forjamento convencional com 2 bigornas planas. ...	73
Tabela 9 – Plano de passes do forjamento com dispositivo de quatro bigornas 4DFD.	73
Tabela 10 – Comparativo do tamanho das indicações em cada processo de forjamento.	108
Tabela 11 – Identificação das fatias recortadas.	109
Tabela 12 – Dimensões (a) e (b), área, redução de área e formato de cada vazio.	112
Tabela 13 - Tamanho de grão e dureza de cada processo no oitavado 250 mm. ...	120

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	20
2. OBJETIVOS	22
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	23
3.1. Tensões e Deformações	23
3.1.1. Conceito das Tensões	23
3.1.2. Conceito das Deformações	28
3.2. Conformabilidade Plástica dos Metais	30
3.2.1. Definição da Conformabilidade Plástica	30
3.2.2. Tensões e Deformações na Conformabilidade Plástica dos Metais	33
3.3. Fundamentos do Processo de Forjamento Convencional - Matriz Aberta	39
3.4. Fundamentos do Processo de Forjamento 4DFD – “ <i>Four Die Forging Device</i> ”	44
3.5. Fechamento Mecânico de Vazios Através do Forjamento em Matriz Aberta	49
3.6. Simulações pelo Método de Elementos Finitos (MEF)	59
3.6.1. Análises do Fechamento de Defeitos Internos	63
4. MATERIAIS E MÉTODOS	67
4.1. Materiais	67
4.2. Modelos do Estudo	68
4.2.1. Modelo Numérico	68
4.2.2. Modelo Experimental	70
4.3. Métodos	72
4.3.1. Especificações Utilizadas para os Ensaios	76

5. RESULTADOS E DISCUSSÕES	80
5.1. Modelo Numérico	80
5.2. Modelo Experimental	105
6. CONCLUSÕES	122
7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	124

1. INTRODUÇÃO

O forjamento convencional a quente por meio de prensas de matrizes abertas, partindo de lingotes ou tarugos, é utilizado em escala crescente pelas indústrias dos segmentos siderúrgico e metalúrgico na fabricação de produtos forjados em aços ferramenta para trabalho a quente e trabalho a frio, aços para moldes plásticos, aços rápidos, aços inoxidáveis, aços construção mecânica, aços carbono, ligas especiais, aços e ligas em peças esboçadas, atendendo a diversos segmentos, como os automotivos, aeronáuticos, bens de capital, ferramentarias, geração de energia, química, petroquímica, óleo e gás, açúcar e etanol.

Na indústria dentre os principais desafios, a garantia da qualidade dos produtos fabricados e o aumento da produtividade sempre estão em destaque.

Assim, na prática das forjarias com prensas de matrizes abertas, os forjamentos a quente, usualmente, têm os lingotes convencionais como material de partida, que são produzidos por meio do lingotamento convencional nas aciarias. Neste processo o aço líquido é vazado em canais refratários que alimentam e preenchem os moldes, conhecidos como lingoteiras, ocorrendo na sequência o resfriamento e a solidificação do aço. A solidificação ocorre a partir da superfície do aço líquido em contato com a face interna da lingoteira e caminha para a região mais interna do lingote. Como a densidade do aço na fase sólida é mais alta que da fase líquida, ocorre a contração, podendo remanescer cavidades no interior do lingote solidificado, conhecidas como rechupes. Em adição, o ar pode ser aprisionado dentro do lingote, resultando em poros ou áreas com micro poros. Nesta dissertação, estes defeitos serão referenciados como defeitos internos ou vazios.

Desta forma, um objetivo das forjarias é proporcionar o fechamento dos vazios presentes internamente nos lingotes, ou seja, produzir produtos forjados com excelente qualidade interna atendendo às várias especificações do ensaio de ultrassom que impõem requisitos de mínima ocorrência de defeitos internos. As barras forjadas de aços inoxidáveis e construção mecânica para os clientes do segmento aeronáutico, por exemplo, não podem conter defeitos internos isolados maiores que 1,2 mm de tamanho equivalente e 25,4 mm de extensão.^[36] Ao mesmo tempo que barras de aços ferramenta para moldes de injeção de plástico para os segmentos automotivos e ferramentarias, muitas vezes, devem estar isentas de defeito interno

em função da superfície de contato do molde ter que apresentar polibilidade e texturização perfeitas para garantir a qualidade final do material injetado.

Em relação ao aumento da produtividade, o forjamento convencional por meio de prensas de matrizes abertas é um processo de conformação do metal a quente, no qual uma peça de trabalho é deformada entre duas matrizes, planas ou com alguma curvatura simples, por meio de uma série de golpes de compressão. A barra em processo é manipulada e rotacionada alternadamente entre os golpes repetitivos da prensa, reduzindo a seção transversal e aumentando o comprimento do produto bruto de forja, para o forjamento por estiramento. O processo é realizado com apenas parte da barra sendo deformada em cada etapa, ou seja, as regiões da barra em contato com as bigornas superior e inferior. O tamanho das bigornas é pequeno em comparação ao dimensional de cada produto em fabricação, sendo necessários vários golpes e passes de forjamento para atingir o dimensional bruto de forja desejado.^[5] Isto significa que as prensas de forjamento em matrizes abertas possuem um tempo de processamento elevado, quando comparado a outros processos de conformação, como a laminação que possui maior produtividade.

Tendo isto em mente, é constante a busca por processos que aumentem a produtividade, sendo este o diferencial do dispositivo de forjamento de quatro bigornas (4DFD). O 4DFD é uma sigla do inglês "*Four Die Forging Device*" e, traduzindo para o português, significa "dispositivo de forjamento de quatro bigornas" que pode ser acoplado em prensas de forjamento de matrizes abertas em substituição às bigornas convencionais.^[13] O forjamento utilizando o 4DFD permite a deformação simultânea de quatro regiões da barra em contato com as bigornas superior, inferior e duas laterais, diferente do processo convencional com duas bigornas, cujas regiões de contato são a superior e a inferior.^[12] Assim, através do 4DFD, atinge-se a bitola bruta de forja final com menor número de passes e golpes de compressão, propiciando um ganho na produtividade e economia com a redução do consumo de energia.^[15]

Por fim, voltando para a garantia da qualidade, tem-se o questionamento de como se comportaria o produto fabricado pelo 4DFD em relação ao fechamento de vazios presentes em lingotes convencionais. Para responder a esta questão, foram realizados estudos por meio de modelos numérico e experimental em escala industrial, comparando os dois processos de forjamento a quente, utilizando o 4DFD e o forjamento convencional com duas bigornas planas.

2. OBJETIVOS

Esta dissertação tem como objetivo estudar o fechamento de vazios em barras conformadas a quente por meio do forjamento em uma prensa hidráulica de matriz aberta de 3.000 toneladas, utilizando no processo o dispositivo de forjamento de quatro bigornas 4DFD e comparando-o ao processo convencional de duas bigornas planas.

Com a utilização do modelo numérico objetiva-se avaliar a evolução do fechamento do vazio, a partir de uma barra com 500 mm de diâmetro externo x 2.000 mm de comprimento x 50 mm de diâmetro interno (representando o vazio interno), após a conformação plástica, ao atingir os formatos oitavados de 350 mm (grau de redução = 2:1) e de 250 mm (grau de redução = 4:1), em relação a:

- Redução da área do vazio;
- Tensão hidrostática;
- Deformação efetiva;
- Deformação de von Mises;
- Deformação total direcional Y e Z;
- Fluxo do material;
- Parâmetro Q -valor, que mensura o comportamento do fechamento do vazio.

E no modelo experimental reproduzir em escala industrial cada simulação do modelo numérico, avaliando e validando o comportamento do fechamento do vazio, na prática, em relação à:

- Redução da área do vazio e seu formato;
- Aderência entre os modelos numérico e experimental por meio do parâmetro Q -valor, correlacionando-o com as saídas das reduções de áreas dos vazios para cada processo;
- Metalografia dos produtos obtidos após forjamento, avaliando a granulometria obtida para cada processo.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1. Tensões e Deformações

A fim de estabelecer conceitos comuns no que tange às tensões e deformações que surgem na conformação plástica dos metais, destaca-se a seguir uma revisão dos termos técnicos que serão utilizados no presente trabalho. Este item contemplará conceitos básicos, os quais encontram-se em livros textos [1, 2, 3], porém, servirão como base para os tópicos subsequentes.

3.1.1. Conceito das Tensões

A tensão T , equação (1), quando aplicada ao nível de solitação de um ponto do corpo, é necessário considerar a força aplicada, F , e a área, A , sobre a qual age esta força. [1]

$$T = \frac{F}{A} \quad (1)$$

Se considerar uma pequena área ΔA em torno do ponto e sendo ΔF a resultante das forças, define-se a tensão média conforme apresentado pela equação (2). [1]

$$T_{media} = \frac{\Delta F}{\Delta A} \quad (2)$$

É usual a decomposição de T segundo eixos cartesianos cuja origem está no ponto em estudo e que tem um dos eixos pela normal ao plano de corte, conforme representado na Figura 1. [1]

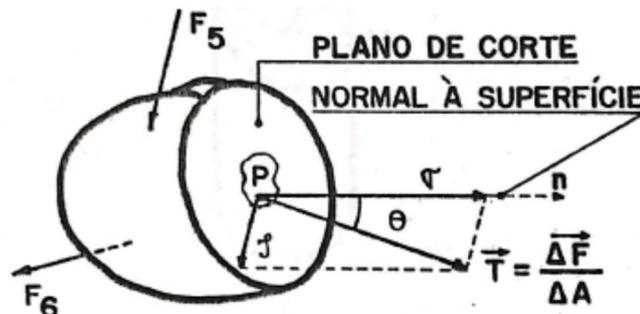


Figura 1 – Decomposição da tensão T segundo eixos cartesianos. [1]

Assim, tem-se a tensão normal σ , equação (3), como a componente de T agindo segundo o eixo n e a equação a seguir. Por convenção σ será positiva para tensões de tração e negativa para tensões de compressão. [1]

$$\sigma = \frac{\Delta F \cos\theta}{\Delta A} \quad (3)$$

Tensão de cisalhamento τ , equação (4), define-se como componente de T agindo segundo a reta intersecção do plano de corte e do plano definido por T , o eixo n (Figura 1). [1]

$$\tau = \frac{\Delta F \sen\theta}{\Delta A} \quad (4)$$

Há de ser considerada a variação da tensão com o plano de corte. No caso de uma barra cilíndrica tracionada axialmente com uma força ΔF , a distribuição de forças em qualquer seção do corpo, tais como ΔA e ΔA_1 (Figura 2), será uniforme, e a tensão em cada ponto da seção será igual à tensão média medida em toda seção. [1]

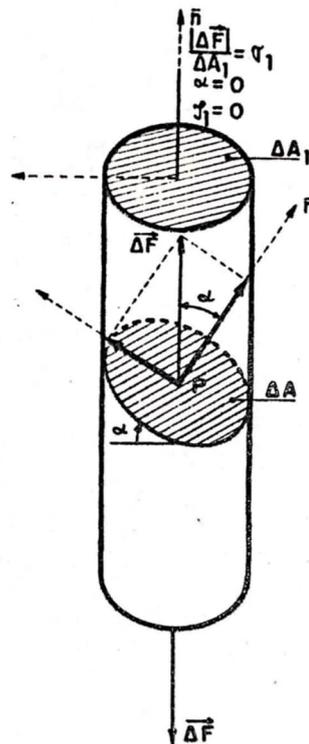


Figura 2 – Tensões em diferentes planos de corte na tração de um cilindro, com uniforme distribuição de forças em qualquer seção do corpo, tais como ΔA e ΔA_1 . [1]

Pode-se demonstrar que neste caso a tensão normal σ e a tensão de cisalhamento τ são dadas pelas equações (5) e (6). [1]

$$\sigma = \frac{\sigma_1}{2} (1 + \cos 2\alpha) \quad (5)$$

$$\tau = \frac{\sigma_1}{2} \sin 2\alpha \quad (6)$$

Onde a tensão σ é máxima para $\alpha = 0^\circ$, e $\sigma = \sigma_1$. Neste plano $\tau = 0$ e ainda será nulo quando $\alpha = 90^\circ$, onde σ é mínimo ($\sigma = 0$). A tensão de cisalhamento τ é máxima para $\alpha = 45^\circ$, ou seja, $\tau_{max} = \frac{\sigma_1}{2}$. [1]

Nota-se neste caso da tração da barra cilíndrica que é possível achar planos de corte onde a tensão de cisalhamento é nula, e que nestes planos, ortogonais entre si, a tensão normal é máxima ou mínima. Tomando agora a situação apresentada na Figura 3 pode-se mostrar matematicamente que é sempre possível encontrar 3 planos ortogonais passando pelo ponto P onde a tensão de cisalhamento é nula, onde atuam somente tensões normais com valores máximo, mínimo e intermediário. [1]

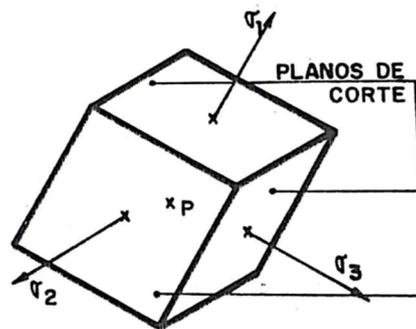


Figura 3 – Planos passando pelo ponto P , onde $\tau = 0$. [1]

Do ponto de vista da resposta do material interessa de fato estas tensões extremas. Estas são chamadas de tensões principais e por convenção tem-se: [1]

$$\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3 \quad (7)$$

A representação da variação da tensão com o plano de corte pode ser claramente entendida por meio dos círculos de Mohr. Considerando um corpo de duas dimensões (uma chapa fina, por exemplo), é possível achar dois planos de corte, perpendiculares entre si, onde age somente σ , que são os planos principais, e o terceiro plano é o plano da chapa, onde τ é nulo. [1]

A Figura 4 ilustra uma região desta chapa, onde os seus lados são os planos principais 1 e 2. Deseja-se determinar as tensões σ e τ no plano genérico A , fazendo o ângulo α com o plano onde age σ_1 . [1]

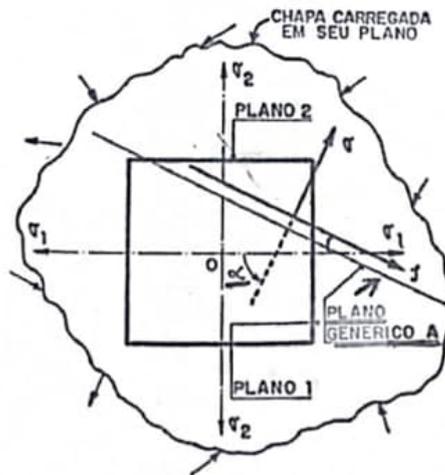


Figura 4 – Análise das tensões σ e τ no plano genérico A, em duas dimensões. [1]

Pode-se demonstrar matematicamente que a tensão normal σ e a tensão de cisalhamento τ são dadas pelas equações (8) e (9). [1]

$$\sigma = \frac{1}{2} (\sigma_1 + \sigma_2) + \frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2\alpha \quad (8)$$

$$\tau = \frac{1}{2} ((\sigma_1 - \sigma_2) \sin 2\alpha) \quad (9)$$

Considerando agora dois eixos ortogonais e um círculo passando pelos pontos σ_1 e σ_2 . Figura 5. [1]

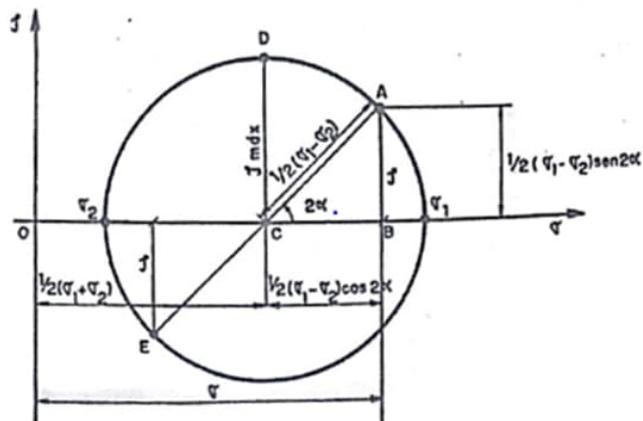


Figura 5 – Representação geométrica das equações: tensão normal σ e a tensão de cisalhamento τ . [1]

A partir do centro C , traça-se um raio CA fazendo ângulo 2α com σ_1 , obtendo-se a equação (10). [1]

$$OB = OC + CB = \frac{1}{2} (\sigma_1 + \sigma_2) + \frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2\alpha \quad (10)$$

$$AB = \frac{1}{2}((\sigma_1 - \sigma_2) \operatorname{sen}2\alpha) \quad (11)$$

Assim conclui-se que: [1]

$$OB = \sigma \quad (12)$$

$$AB = \tau \quad (13)$$

Acrescentado a terceira dimensão ao círculo de Mohr tem-se a representação gráfica apresentada na Figura 6, onde no cubo (a) os planos principais 1, 2 e 3 passam pelo ponto P , e os pontos do círculo (b) que passam por σ_1 e σ_2 correspondem aos planos perpendiculares ao plano 3 e com qualquer inclinação em torno da normal a este plano. [1]

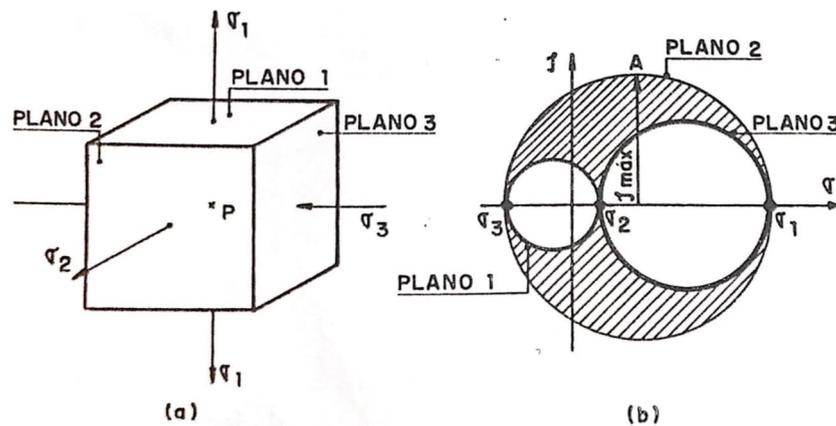


Figura 6 – Extensão do círculo de Mohr a três dimensões. [1]

Da mesma forma, o círculo σ_2 e σ_3 representará os planos perpendiculares ao plano 2. A tensão máxima de cisalhamento τ_{max} também está mostrada na Figura 6 (b) e seu valor é dado pela equação (14). [1]

$$\tau_{max} = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)}{2} \quad (14)$$

Sabe-se que a deformação plástica começa quando as máximas tensões de cisalhamento atingem certos valores críticos, os quais podem ser analisados com o auxílio do círculo de Mohr conforme alguns exemplos apresentados na Figura 7. [1]

Na Figura 7 (a) tem-se a representação do estado de tração pura, σ_1 . Na Figura 7 (b) há o acréscimo de uma segunda tensão de tração σ_2 que não altera a tensão máxima de cisalhamento, o que significa que a resistência do material a deformação plástica fica inalterada.

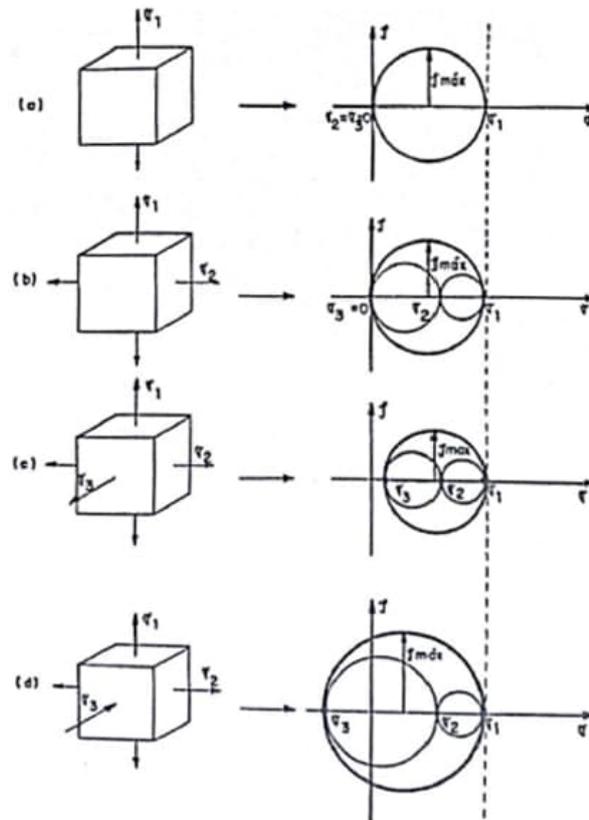


Figura 7 – Exemplos de círculos de Mohr para diferentes estados de tensão. [1]

Já a adição da terceira tensão de tração, σ_3 , diminui a τ_{max} , conforme apresentado na Figura 7 (c). Se $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$, tem-se o estado hidrostático de tensões onde as três tensões de tração (ou compressão) localizam-se em um único ponto do círculo de Mohr e a τ_{max} é nula, não ocorrendo assim deformação plástica. Por fim, na Figura 7 (d), há a adição da tensão σ_3 de compressão, aumenta a τ_{max} , tornando a deformação plástica mais fácil. [1]

3.1.2. Conceito das Deformações

O grau de deformação é a unidade de mudança no tamanho ou forma de um corpo devido à ação dos esforços, em relação à sua forma ou tamanho inicial. O grau de deformação é quantificado pela deformação verdadeira ou logarítmica, ε , dada pelas equações (15) e (16), respectivamente, para as operações de recalque e estiramento. [2, 37]

$$\varepsilon = \ln\left(\frac{h_0}{h_f}\right) = \ln\left(\frac{A_f}{A_0}\right) \quad (15)$$

$$\varepsilon = \ln\left(\frac{h_f}{h_0}\right) = \ln\left(\frac{A_0}{A_f}\right) \quad (16)$$

Onde, " ε " é adimensional, h_0 e h_f as alturas inicial e final, A_f e A_0 as áreas final e inicial.

Uma derivação da deformação relacionada com a tensão é o encruamento, definido como o aumento da dureza ou resistência mecânica, devido à deformação plástica realizada abaixo da temperatura de recristalização. Uma boa forma de quantificá-lo é através do coeficiente de encruamento, n , por meio do aumento da resistência ao escoamento devido ao encruamento. Assim, definido o gradiente da curva de escoamento como $\sigma = k\varepsilon^n$ (k é o coeficiente de resistência), no ponto de carga máxima do ensaio de tração, tem-se a equação (17). [2, 37]

$$n = \left(\frac{d\sigma}{d\varepsilon}\right)_{F_{max}} \quad (17)$$

Neste ponto a derivada da força é nula e diferenciando $F = \sigma \cdot A$, obtém-se $dF = Ad\sigma + \sigma dA = 0$, e conseqüentemente a equação (18). [2, 37]

$$\frac{d\sigma}{\sigma} = -\frac{dA}{A} \quad (18)$$

Da definição do incremento de deformação no ensaio real, $\frac{d\sigma}{\sigma} = d\varepsilon$ ou $\frac{d\sigma}{d\varepsilon} = \sigma$. No ponto máximo da carga $\varepsilon = \varepsilon_u$, onde ε_u é a deformação verdadeira na carga máxima. Assim com $\sigma = k\varepsilon^n$, tem-se a equação (19). [2, 37]

$$\frac{d\sigma}{d\varepsilon} = kn\varepsilon_u^{n-1} = \sigma = k\varepsilon_u^n \quad (19)$$

Obtendo-se $n = \varepsilon_u$, o coeficiente de encruamento, n , é igual à deformação verdadeira verificada no ponto de carga máxima. Quando $\varepsilon = 1$, a tensão de escoamento iguala-se ao valor k , coeficiente de resistência. [2, 37]

Define-se taxa de deformação, $\dot{\varepsilon}$, como o diferencial do grau de deformação, ε , em relação ao tempo t , equação (20). [2, 37]

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt} \quad (20)$$

Os valores de taxa de deformação podem variar desde 10^{-3} s^{-1} nas máquinas universais de ensaio até 10^2 s^{-1} nos martelos para forjamento livre, passando pela faixa mais comum de 1 s^{-1} para prensas de forjamento hidráulicas e 10 s^{-1} para laminadores, extrusoras e trefiladoras. [2, 37]

Num ensaio de compressão realizado a velocidade constante, v , e com relação linear entre deformação e tempo, tem-se as equações (21) a (24). [2, 37]

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\Delta\varepsilon}{\Delta t} \quad (s^{-1}) \quad (21)$$

$$\Delta\varepsilon = \ln\left(\frac{h_0}{h_f}\right) \quad (22)$$

$$\Delta t = \frac{h_0 - h_f}{v} \quad (23)$$

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\ln\left(\frac{h_0}{h_f}\right)}{h_0 - h_f} v \quad (24)$$

Observa-se que se pode obter diversas taxas de deformação com os mesmos valores de $\Delta\varepsilon$ e v , apenas diminuindo os valores de h_0 e h_f . [2, 37]

Outro conceito importante é o da sensibilidade à taxa de deformação, a qual está relacionada ao aumento da tensão de escoamento, σ , devido ao aumento da taxa de deformação, $\dot{\varepsilon}$, para um dado grau de deformação, ε e temperatura T . Essa é uma característica de grande parte dos materiais metálicos quando deformados plasticamente acima da temperatura de recristalização. Pode ser quantificada pelo coeficiente, m , que é o gradiente da tensão de escoamento em relação à taxa de deformação, dado pela equação (25). [2, 37]

$$m = (d\sigma/d\dot{\varepsilon})_{\varepsilon, T} \quad (25)$$

3.2. Conformabilidade Plástica dos Metais

3.2.1. Definição da Conformabilidade Plástica

A conformabilidade plástica tem sido estudada sobre dois enfoques, o primeiro do equipamento e o segundo da deformação do metal [1]. Neste item será abordado o segundo aspecto.

O conceito de conformabilidade plástica (ou deformação plástica) está relacionado à capacidade de promover, por meio de solicitações mecânicas, a modificação da forma e alteração das propriedades mecânicas de um material metálico sem acarretar defeitos que inviabilizem seu uso. [2, 37]

A deformação plástica ocorre por meio da movimentação das discordâncias pela estrutura cristalina dos metais [2, 37]. A estrutura cristalina é o resultado da existência adjacente de uma estrutura de células cristalinas ordenadas ao nível atômico, replicada no espaço ao longo de distâncias significativas face a dimensão atômica ou molecular, o que é exclusivo dos cristais. As principais estruturas de células cristalinas que representam os materiais metálicos são: CFC (cúbica de face centrada); HC (hexagonal compacta); e CCC (cúbica de corpo centrado), Figura 8. [3]

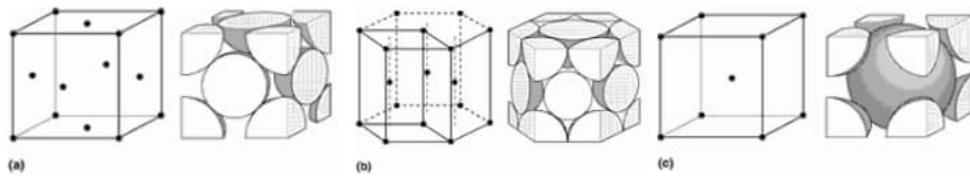


Figura 8 - Principais estruturas cristalinas dos metais: (a) CFC; (b) HC; (c) CCC. [3]

Já as discordâncias são falhas na formação da estrutura cristalina, e são classificadas como: discordância em cunha (Figura 9 (a)), perpendicular ao vetor de deslizamento (vetor de *Burgers*) com movimento perpendicular ao seu comprimento e por escalagem por meio da difusão de átomos extras ou lacunas; e discordâncias em hélice (Figura 9 (b)), paralela ao vetor de Burgers e movimento por deslizamento em planos que contem a linha da discordância com a possibilidade da passagem de um plano a outro mais favorável (deslizamento cruzado). [2, 37]

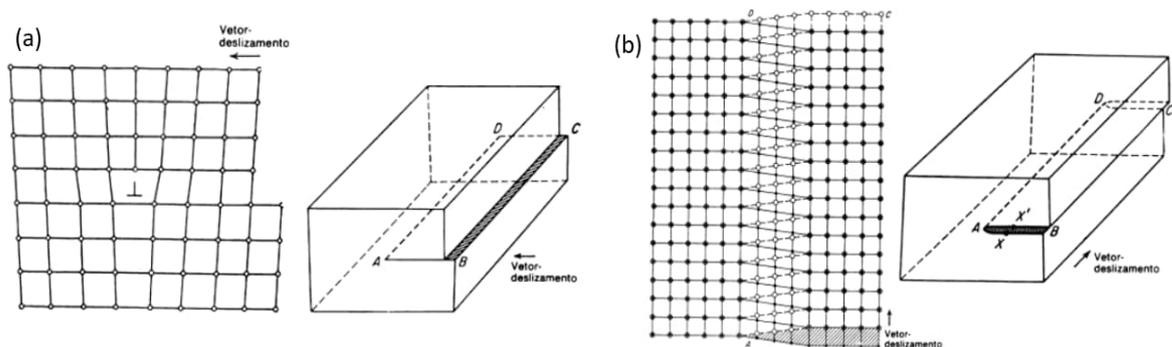


Figura 9 – Representações das discordâncias: (a) em cunha; (b) em hélice. [2, 37]

Existem outros defeitos na rede cristalina, como vazios, átomos em solução sólida, inclusões (defeitos não metálicos), os quais apresentam um efeito menos pronunciado sobre o deslizamento durante a deformação quando comparados aos

defeitos de linha (como as discordâncias em cunha ou as discordâncias em hélice) e aos defeitos de plano (como os contornos de grão). [2, 37]

No entanto, podemos acrescentar que os mecanismos de deformação e encruamento de metais relaciona-se não só à movimentação de discordâncias, mas também à sua interação com vazios, átomos de solutos, outras discordâncias e contornos de grão. [2, 37]

A deformação plástica também depende de fatores como a classe do metal, a temperatura de trabalho, o estado de tensão e os gradientes de deformação desenvolvidos. [2, 37]

Esses dois últimos fatores fazem com que se diferencie duas classes de processos: [2, 37]

- I. Processos relacionados à conformação de chapas metálicas (superfícies), como a estampagem por embutimento, em que predominam estados simples de tensão, comumente tração e nos quais as deformações localizam-se em regiões específicas da peça.
- II. Processos relacionados à conformação de corpos metálicos (volumes), como forjamento, laminação, extrusão e trefilação, em que o estado de tensão é mais complexo, envolvendo tanto tensões de tração como de compressão compostas, além de apresentarem deformações em praticamente todas as regiões do corpo deformado.

As variáveis que influenciam na conformabilidade de um material metálico podem ser divididas em dois grupos: [2, 37]

- I. Variáveis relacionadas ao metal: composição química, tamanho de grão, distribuição de partículas, morfologia, tamanho e natureza de precipitados e soluções sólidas. Exceto a composição química, os outros fatores referem-se à microestrutura trabalhada, dependente da temperatura e da taxa de deformação.
- II. Variáveis relacionadas ao processo de conformação: grau de deformação, taxa de deformação, temperatura, atrito e estado de tensão. Essas variáveis determinam a microestrutura do metal deformado, bem como o modo de escoamento durante o processo.

A temperatura de recristalização possui um valor específico para cada material sob condições específicas de microestrutura e tratamento mecânico prévio. Acima desse valor ocorrem modificações estruturais (recristalização acompanhada ou não de transformação de fase) que fornecem ao material as melhores características de conformabilidade. A deformação plástica realizada acima da temperatura de recristalização caracteriza-se como trabalho a quente e abaixo dessa temperatura, trabalho a frio. Há também a denominação de trabalho a morno no qual a temperatura é próxima da recristalização e que reúne as características vantajosas dos outros tipos de processo. [2, 37]

De forma geral a conformabilidade plástica é maior para temperaturas mais elevadas para aços e ligas que, na sua maioria, apresentam uma só fase desde que não ultrapasse a temperatura de fusão. Para os bifásicos a formação de uma segunda fase com baixo ponto de fusão pode reduzir a forjabilidade para temperaturas mais altas, sendo melhor processar em temperaturas intermediárias. [2, 37]

De fato, a maior plasticidade ocorre para temperaturas em que os processos de amolecimento dinâmicos estão presentes, onde a recuperação e/ou recristalização dinâmicas ocorrem durante a deformação plástica do material metálico. [2, 37]

É comum a realização do recozimento para promover os amolecimentos estáticos que é o tratamento térmico realizado após a deformação plástica com objetivo de reduzir ou eliminar os efeitos na microestrutura do material (p.ex., encruamento). Assim, cabem os termos de alívio de tensões ou recozimento de recuperação estática (onde a microestrutura de grãos alongados não é alterada, mas há considerável amolecimento devido à aniquilação de boa parte das discordâncias no interior e paredes das células) e o recozimento de recristalização estática (onde a microestrutura é alterada com a nucleação, formação e crescimento de grãos). [2, 37]

3.2.2. Tensões e Deformações na Conformabilidade Plástica dos Metais

Para processos com baixas taxas de deformação e temperatura elevada, o deslizamento dos contornos de grão é predominante e deve haver condições energéticas suficientes para promover a recristalização dos grãos deformados para evitar a ocorrência de defeitos. Se a taxa de deformação for elevada pode fazer com

que a matriz se deforme mais rapidamente do que o deslizamento dos contornos de grão que passa a ter efeito desprezível no modo dos defeitos. [2, 37]

A presença de tensões compressivas e temperaturas elevadas, onde ocorre a recristalização dos contornos de grão, é benéfica a conformabilidade do material minimizando a probabilidade de defeitos. [2, 37]

Um aspecto determinante na deformação é o estado de tensão correspondente a cada processo que gera diferentes estados em função das geometrias de ferramentas e produtos e das diferentes formas com que as forças são aplicadas durante a deformação. [2, 37]

Dois estados de tensão importantes são o estado de tensão plana e o estado de deformação plano. [2, 37]

No estado de tensão plana, as tensões normais atuam num plano em direções perpendiculares entre si, sendo nula a tensão normal na terceira dimensão, como pode ser assumido no caso de uma chapa fina submetida a tensões no plano da chapa (tração biaxial). [2, 37]

No estado de deformação plana, o escoamento ocorre em planos paralelos a um dado plano e se assume que a deformação na direção normal a esse plano é desprezível em relação às outras duas, como na laminação de chapas largas em que a deformação na espessura e comprimento é considerada, enquanto na largura pode ser desprezada. [2, 37]

Distingue-se três sistemas de estados de tensão: tração-compressão, como na trefilação de barras cilíndricas onde se tem a tração biaxial-compressão uniaxial; compressão, como no recalque de um corpo cilíndrico num forjamento em matriz aberta e na laminação entre cilindros de barras onde a compressão é uniaxial e biaxial respectivamente; e tração, como no estiramento biaxial de chapas finas. [2, 37]

O parâmetro de conformabilidade, β , relacionado ao estado de tensão é dado pela equação de Shabaik e Vujovic, equação (26). [2, 37]

$$\beta = \frac{3\sigma_m}{\bar{\sigma}} \quad (26)$$

Onde $\bar{\sigma}$ é a tensão efetiva, que considera todas as tensões atuantes num corpo, dada pela equação (27).

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2]^{\frac{1}{2}} \quad (27)$$

E σ_m é a tensão hidrostática, definida como a média das tensões de tração e compressão, dada pela equação (28).

$$\sigma_m = \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (28)$$

O objetivo do parâmetro de conformabilidade é prever a deformação limite para que o escoamento ocorra sem falhas. [2, 37]

A Figura 10 esquematiza o grau de deformação máximo alcançado (deformação limite na fratura), ε_f , nos processos em função do parâmetro β . Observa-se que quanto mais compressivo (β negativo), maior a deformação limite e melhor para evitar falhas. [2, 37]

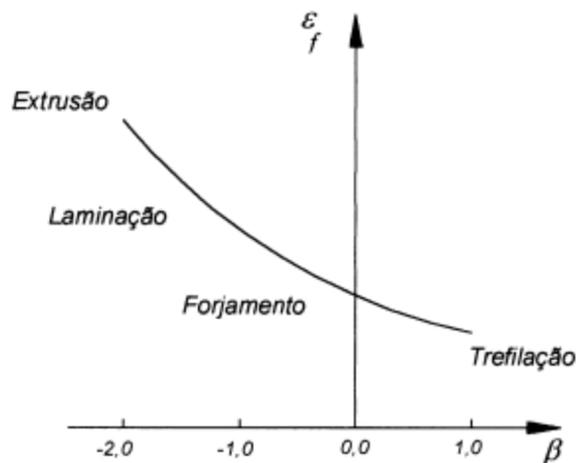


Figura 10 – Estado de tensão sobre o grau de deformação para diferentes processos. [2, 37]

Outro conceito importante é o dos critérios de escoamento que foram elaborados a fim de definir o estado limite de tensão que define o escoamento plástico dos metais. Ou seja, a partir de qual valor de tensão aplicada, ocorre o início do processo de deformação plástica. [2, 37]

O primeiro critério foi desenvolvido por TRESCA [2, 37] e definia que o escoamento tem início quando a tensão de cisalhamento máxima, τ_{max} , atinge um valor crítico constante para um dado material com condições definidas de microestrutura, taxa de deformação e temperatura de trabalho, independentemente do estado de tensão aplicado.

Pela análise do círculo de Mohr, por meio da equação (9), obtém-se a equação (29). [2, 37]

$$\tau_{max} = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)}{2}, \text{ ou } \tau_{max} = \frac{(\sigma_{max} - \sigma_{min})}{2} = A \quad (29)$$

Ou seja, $\tau_{max} = A$, onde A é uma constante para um dado material sob condições específicas de microestrutura e propriedades.

Assim, no ensaio de tração $\tau_{max} = A = \frac{\sigma_1}{2} = \frac{\sigma_0}{2}$, onde σ_0 é definida como tensão limite de escoamento sob tração, facilmente medida nos ensaios convencionais. Já no ensaio de torção, tem-se que $\tau_{max} = \sigma_1 = -\sigma_2 = k = A = \frac{\sigma_0}{2}$, ou $k = \frac{\sigma_0}{2}$, onde k é o valor da tensão limite de escoamento sob cisalhamento puro. [2, 37]

O critério de TRESCA apresenta como erro o fato de não considerar a tensão intermediária, a qual apresenta influência significativa no comportamento plástico dos metais. Desta forma, von MISES [2, 37] propôs o critério de escoamento por energia de distorção, que define que o escoamento tem início quando a energia de distorção atinge um valor crítico B , constante para um dado material sob condições definidas e independente do estado de tensões.

Equacionando:

$$\frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2] = B \quad (30)$$

Assim no ensaio de tração, $\sigma_1 = \sigma_0$ e $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$, que substituindo na equação (30) fica:

$$\frac{1}{6} [(\sigma_0)^2 + (\sigma_0)^2] = \frac{1}{3} \sigma_0^2 \quad \text{ou} \quad B = \frac{1}{3} \sigma_0^2 \quad (31)$$

Já no ensaio de torção, $\sigma_1 = +k$, $\sigma_2 = 0$ e $\sigma_3 = -k$, que substituindo na equação (31) fica:

$$\frac{1}{6} [(k)^2 + (k)^2 + (2k)^2] = k^2 \quad \text{ou} \quad k^2 = B \quad (32)$$

Como do ensaio de tração tem-se $B = \frac{1}{3} \sigma_0^2$, obtém-se que a tensão limite de escoamento sob cisalhamento puro, que é dada pela equação (33):

$$k = \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \quad (33)$$

O critério de von MISES [2, 37] apresenta resultados mais confiáveis visto que considera a tensão intermediária, porém, deve-se destacar que em estados cilíndricos de tensão, a aplicação de um ou outro critério fornece o mesmo resultado. A comparação entre os dois critérios de escoamento pode ser feita traçando os mapas de escoamento para um estado bidimensional como apresentado na Figura 11. Observa-se que para: tensão uniaxial ($\sigma_1 = \sigma_3 = 0$ e $\sigma_2 \neq 0$) e para tensão biaxial balanceada ($\sigma_1 = \sigma_2$ e $\sigma_3 = 0$) os critérios apresentam o mesmo resultado; para estados de cisalhamento puro ($\sigma_1 = -\sigma_2$ e $\sigma_3 = 0$) há a divergência em torno de 15%.

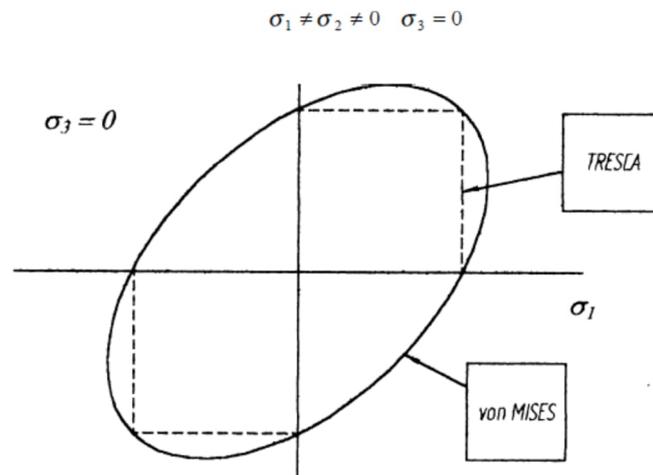


Figura 11 – Comparação entre os critérios de TRESCA e von MISES. [2, 37]

Adotando o critério de von MISES para a deformação, por meio do incremento do trabalho por unidade de volume, chega-se à equação (34). [2, 37]

$$d\bar{\epsilon} = \frac{\sqrt{2}}{3} \left[(d\epsilon_1 - d\epsilon_2)^2 + (d\epsilon_2 - d\epsilon_3)^2 + (d\epsilon_1 - d\epsilon_3)^2 \right]^{1/2} \quad (34)$$

E para a deformação efetiva total, $\bar{\epsilon}$, que é a soma de todas as deformações em todos os eixos X, Y e Z, obtém-se a equação (35). [2, 37]

$$\bar{\epsilon} = \left[\frac{2}{3} (\epsilon_1^2 + \epsilon_2^2 + \epsilon_3^2) \right]^{1/2} \quad (35)$$

Pode-se obter ainda as equações (36), (37) e (38) para a deformação total direcional nas direções principais X, Y e Z, onde em cada qual se isola as deformações cisalhantes de escoamento na direção de interesse. Onde, λ é uma constante escalar ligada ao trabalho de deformação plástica. [2, 37]

$$d\varepsilon_x = \frac{2}{3}d\lambda\left[\sigma_x - \frac{1}{2}(\sigma_y + \sigma_z)\right] \quad (36)$$

$$d\varepsilon_y = \frac{2}{3}d\lambda\left[\sigma_y - \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_z)\right] \quad (37)$$

$$d\varepsilon_z = \frac{2}{3}d\lambda\left[\sigma_z - \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y)\right] \quad (38)$$

Tensões e deformações podem ser correlacionadas por meio das curvas de tensão-deformação verdadeiras que revelam o comportamento de metais e ligas na condição de deformação a quente. É de grande importância para projetistas de processos de conformação de metais (laminação, forjamento e extrusão à quente) devido ao seu papel efetivo da tensão de escoamento do metal, bem como na cinética de transformação metalúrgica. Com base em fatores metalúrgicos, equações constitutivas são desenvolvidas a partir dos dados medidos experimentalmente para descrever a sensibilidade da tensão de escoamento à deformação, taxa de deformação e temperaturas em aplicações de trabalho a quente. Exemplos das curvas tensão-deformação verdadeiras obtidas a partir da compressão a quente do aço 42CrMo (0,45C - 0,28Si - 0,96Cr - 0,63Mn - 0,19Mo - 0,016P - 0,012S - 0,014Cu - balanço Fe) são mostradas na Figura 12, onde se pode verificar os efeitos significativos da temperatura e da taxa de deformação no fluxo de escoamento. [4]

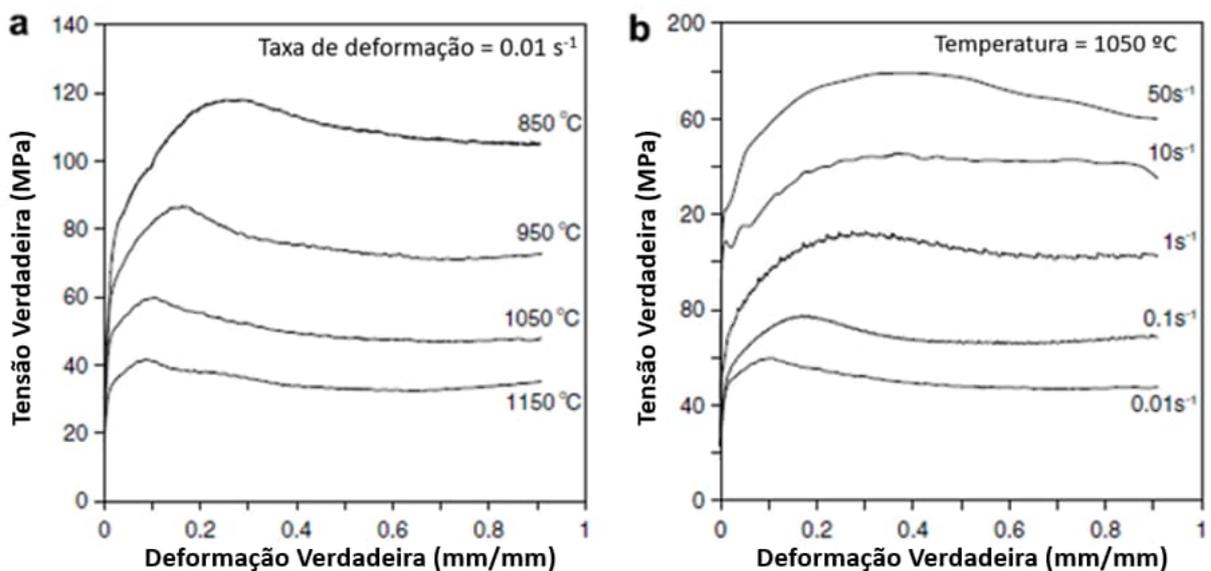


Figura 12 – Curvas típicas de tensão-deformação verdadeira para aço 42CrMo sob: (a) diferentes temperaturas de deformação; (b) diferentes taxas de deformação. Adaptado de [4].

Temperatura mais baixa e taxa de deformação mais altas aumentarão a tensão de escoamento, enquanto a temperatura mais alta e a taxa de deformação mais baixa diminuirão a tensão de escoamento do aço 42CrMo. Isso ocorre porque taxas de deformação mais baixas e temperaturas mais altas proporcionam mais tempo para acúmulo de energia e mobilidades mais altas para a nucleação e crescimento de grãos recristalizados dinamicamente e aniquilação de discordâncias e, assim, reduzem o nível da tensão de escoamento. [4]

3.3. Fundamentos do Processo de Forjamento Convencional – Matriz Aberta

Forjamento em matriz aberta é um processo de conformação no qual o material a ser trabalhado é conformado entre duas matrizes, de geometria relativamente simples, em uma série de golpes nos quais o material é deslocado após cada um deles e rotacionado entre eles. [5]

As prensas que executam o forjamento em matriz aberta podem ter acionamento mecânico ou hidráulico que possuem força, respectivamente, de 100 t a 8.000 t, ou de 300 t a 50.000 t, que forjam produtos desde poucos quilos a até aproximadamente 600 t [1]. A Figura 13 apresenta a prensa de 5.000 t da empresa Villares Metals S.A para forjamento convencional em matriz aberta. [6]



Figura 13 – Prensa hidráulica de matriz aberta de 5.000 t na empresa Villares Metals S.A. [6]

O processo de forjamento pode ser dividido em etapas: [7] recalque, estiramento, forjamento em alta temperatura (para os aços entre 1100°C e 1260°C, dependendo da composição química) e em temperatura intermediária (para os aços entre 900°C e 1180°C, dependendo também da composição química). Usualmente utiliza-se a temperatura intermediária para o refino de grão durante o forjamento, onde

a energia para a recristalização dinâmica é controlada para evitar o crescimento excessivo dos grãos.

O recalque é um processo no qual a peça é forjada com o objetivo de aumentar sua seção transversal por meio da redução da altura do material de partida, possibilitando assim o forjamento de seções maiores que a inicial do lingote. [8]

No estiramento o forjamento é realizado reduzindo-se a seção transversal ao longo do eixo longitudinal da peça de partida. [8]

Nestas etapas é visada a utilização de temperaturas elevadas de maneira a reduzir a resistência do material à deformação, pois este produto intermediário possui a maior área de contato entre o produto e o ferramental de todo o processo de forjamento, o que demanda valores elevados de força a ser aplicada pelas prensas de forjamento. [7]

Durante o recalque e/ou estiramento em alta temperatura pode-se chegar ao formato final da peça forjada, dependendo das exigências de propriedades mecânicas, microestruturais e da plasticidade do metal em processamento. Devido ao grande gradiente térmico presente no produto intermediário, o núcleo ainda está com alta temperatura, diferentemente da superfície que perde calor mais rapidamente para o meio ambiente e pode impedir o prosseguimento do processo devido à perda de plasticidade material pelo aumento da sua resistência à deformação e pela geração de defeitos superficiais. [7]

Quando houver queda da temperatura abaixo do limite da plasticidade deve-se interromper o forjamento, realizar um reaquecimento do produto intermediário e então prosseguir com o forjamento final. Isto também se aplica ao refino de grão, porém o reaquecimento é realizado a uma temperatura mais baixa, quando comparado com o aquecimento anterior (para o forjamento em alta temperatura). [7]

O principal objetivo do forjamento, além de dar forma à peça forjada, é eliminar por caldeamento os vários vazios e zonas de baixa densidade do lingote fundido, resultado em uma significativa melhoria da qualidade. [8]

As características de um lingote fundido em seção longitudinal estão apresentadas esquematicamente na Figura 14, onde se observa as seguintes heterogeneidades: segregações que é a distribuição não uniforme dos diferentes elementos químicos presentes no metal ao longo do lingote, por exemplo, no caso do

aço seriam o C, P e S distribuídos no Fe, além de outros elementos de liga como o Ni, Cr e Mn; vazios e porosidades decorrentes de uma solidificação não uniforme do lingote, inerente ao processo de lingotamento convencional, e da diferença de densidades entre as fases líquida e sólida, que também são inerentes ao processo de lingotamento convencional; inclusões não metálicas decorrentes da desoxidação do aço, da escória, refratários dos fornos, panelas de vazamento e/ou canais de lingotamento. [8]

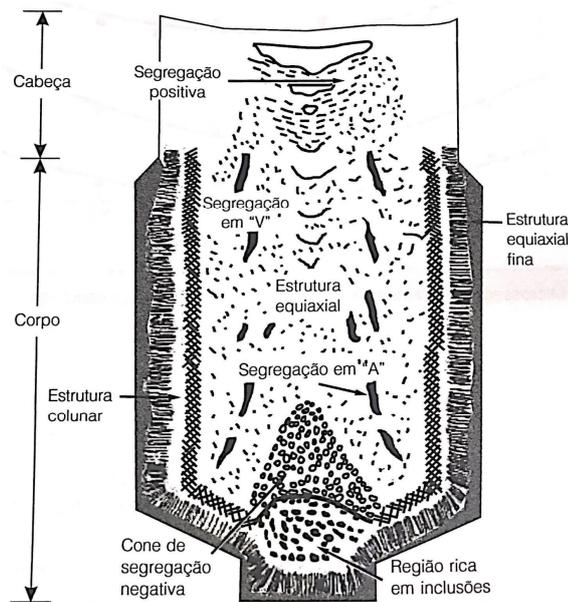


Figura 14 – Estrutura primária de um lingote do processo de lingotamento convencional. [8]

Em relação a estrutura primária apresentada na Figura 14 a região da segregação em “V” é a mais propícia ao aparecimento de vazios e porosidades devido à formação de uma grande região central de sólido e líquido, em que o sólido tem a forma de cristais equiaxiais. Durante a solidificação vertical desta região, haverá a necessidade de alimentação com o fluxo do líquido de cima para baixo. Este fluxo e a própria contração da solidificação podem causar o aparecimento de canais descendentes a 45°, resultando no cisalhamento dessa massa pastosa. [8]

Rosenstock et al. [9] descrevem que a solidificação em grandes lingotes ocorre lentamente da superfície para o centro e que o fluxo de metal líquido da cabeça quente, que alimenta as regiões internas do lingote, não é suficiente para preencher todos os vazios formados, devido ao aumento da densidade do metal sólido, gerando assim cavidades de contração. Em adição, o ar pode ser arrastado para dentro da

lingoteira durante o lingotamento ou gases dissolvidos podem segregar, o que, nas duas situações, resultam em poros ou áreas microporosas no lingote.

Rosenstock et al. ^[9] também reportam estudos em que o tamanho das imperfeições e porosidades, na região central, pode ser, respectivamente, de até 13% e 20% do diâmetro do lingote. As porosidades usualmente representam uma das mais sérias imperfeições e podem ser fechadas por meio da conformação a quente, sendo o processo do forjamento em prensa de matriz aberta um dos mais utilizados para grandes lingotes. Para fechar as porosidades, por meio do forjamento, as superfícies internas dos defeitos devem tocar uma na outra, num primeiro estágio. Em seguida, uma suficiente pressão de superfície tem que estar presente para que o caldeamento por difusão ativada por temperatura aconteça. Uma boa razão da largura da bigorna para a deformação pela seção inicial do lingote é igual a 0,5 ou maior.

Com a influência da homogeneização do lingote em alta temperatura somada ao forjamento em prensa de matriz aberta por estiramento com grau de redução do forjamento total maior que 3:1 consegue-se: caldear os vários vazios e bolhas do lingote; reduzir o nível de segregação com uma distribuição mais homogênea dos elementos de liga em solução sólida; orientar na direção do eixo do lingote as segregações e inclusões não metálicas formando as fibras de deformação. ^[10]

O grau de redução do forjamento total é o produto dos graus de reduções de cada operação envolvendo recalque, estiramento ou ambos. Cada grau de redução é calculado pela razão entre a área da seção transversal inicial e a área da seção transversal final para o estiramento, ou o inverso para o recalque. ^[8]

A redução pode também ser calculada pela porcentagem relativa (%) que é a diferença das áreas inicial e final, dividida pela área inicial, para o estiramento. Ou a diferença das áreas final e inicial, dividida pela área final, para o recalque ^[8]. Para um grau de redução do forjamento igual a 3:1 obtém-se uma redução percentual relativa de 67%.

A Figura 15 ilustra representativamente 3 micrografias, sendo da esquerda para a direita: a primeira, a estrutura dendrítica inicial de um lingote de aço; a segunda e a terceira, as estruturas após trabalho a quente com graus de reduções de 5:1 e 30:1 da área da seção transversal do lingote, respectivamente. ^[10]

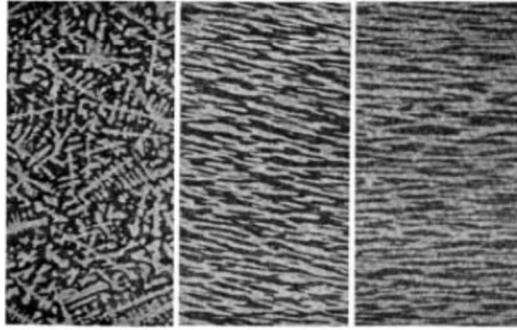


Figura 15 – Efeito do trabalho a quente na estrutura do lingote. [10]

As geometrias mais comuns das matrizes de forjamento em matriz aberta estão apresentadas na Figura 16.

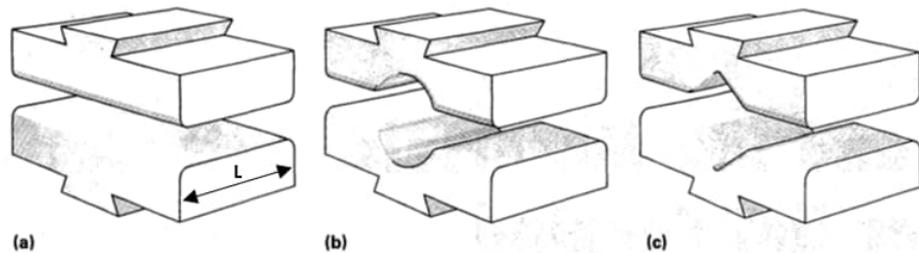


Figura 16 - Geometria de bigornas para prensas de matrizes abertas: (a) plana, onde “L” é a largura da bigorna; (b) semicircular; (c) em formato “V”. [11]

A maioria das matrizes abertas é produzida em um par de matrizes planas, Figura 16 (a), uma anexada à prensa e a outra à base da prensa. As matrizes em “V” e as semicirculares, Figuras 16 (b) e 16 (c), são também utilizadas quando se quer perfis redondos. [11]

Em muitas aplicações, o forjamento é feito com uma combinação de um conjunto de matriz plana, V e/ou semicircular. Para isto se requer uma rápida troca dos conjuntos de matrizes para evitar a perda de temperatura do produto em forjamento. As superfícies das matrizes planas devem ser paralelas para evitar o forjamento irregular da peça de trabalho. As matrizes planas podem variar a largura de acordo com a capacidade da prensa e das dimensões do produto. Para uma prensa de 3.000 t, p.ex., a largura das matrizes pode variar de 300 a 600 mm para fabricar produtos forjados com seções entre 200 e 700 mm, e peso entre 2 e 25 t. As bordas de matrizes planas são arredondadas para evitar a compressão ou ruptura da peça e a formação de dobras durante o forjamento. [10]

As matrizes são utilizadas para produzir barras com perfis redondos, quadrados, retangulares, discos, peças em perfil, anéis e barras furadas. Além das matrizes de forjamento pode-se utilizar outros tipos de ferramentas auxiliares para se obter a geometria desejada, punções para furação, mandris para forjamento de barras furadas, e facas para corte, por exemplo. [10]

Os ferramentais são fabricados majoritariamente com aço ferramenta para trabalho a quente e, quando se deseja uma performance superior, podem ser utilizadas diversas ligas de níquel, como Inconel® 718 e Udimet™ 520, nas quais a relação custo e benefício deve ser avaliada. [11]

3.4. Fundamentos do Processo de Forjamento 4DFD - *Four Die Forging Device*

Existem duas tecnologias de forjamento com quatro matrizes. A primeira já é bem conhecida e utilizada em máquinas de forjamento radial rotativo onde as quatro matrizes são independentes e acionadas hidraulicamente com movimentos simétricos sem variação angular [12].

A segunda tecnologia é o dispositivo de forjamento com 4 bigornas 4DFD [13] desenvolvido pelo inventor ucraniano Victor Lazorkin, patente da Ucrânia N° 29183A de 27.01.1998 / IPC B 21J 13/02, que deve ser acoplado no lugar das duas bigornas de uma prensa de matriz aberta, cujo movimento do cilindro superior da prensa é transmitido mecanicamente para 3 matrizes, enquanto uma quarta matriz permanece estática durante o forjamento.

A Figura 17 apresenta uma prensa hidráulica de 4.500 t de matriz aberta com o dispositivo 4DFD acoplado em funcionamento. [12]



Figura 17 – Dispositivo 4DFD acoplado a prensa de 4.500 t em funcionamento. [12]

A Figura 18 apresenta o dispositivo que é uma unidade de forjamento e consiste nos seguintes componentes principais: alojamento superior (1), alojamento inferior (2), duas placas corrediças (3) e (4), além das quatro matrizes. As superfícies inclinadas dos alojamentos e das corrediças possuem revestimentos anti-fricção. As matrizes são fixadas nos alojamentos superior e inferior, além das placas corrediças. O dispositivo de 4 bigornas 4DFD é uma ferramenta puramente mecânica acionada apenas pelo movimento de subida e descida da prensa. ^[13]

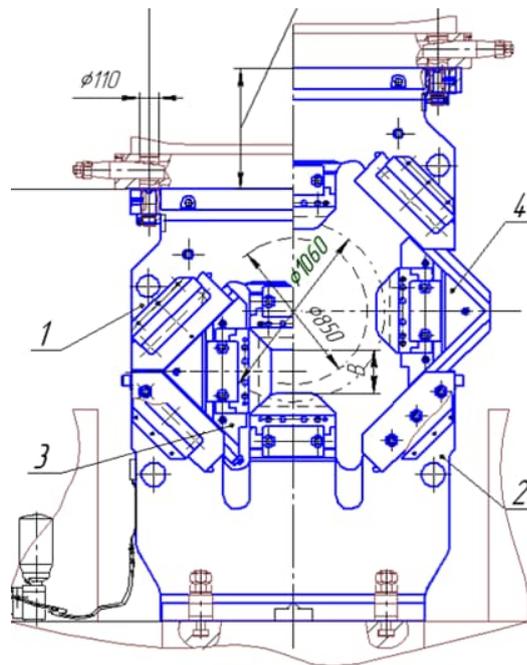


Figura 18 – Componentes principais do 4DFD: posição fechada para o alojamento superior (1) e placa corrediça (3); e posição aberta para o alojamento inferior (2) e placa corrediça (4). ^[13]

A Figura 19 apresenta esquematicamente o funcionamento do 4DFD no forjamento de uma barra. ^[14]

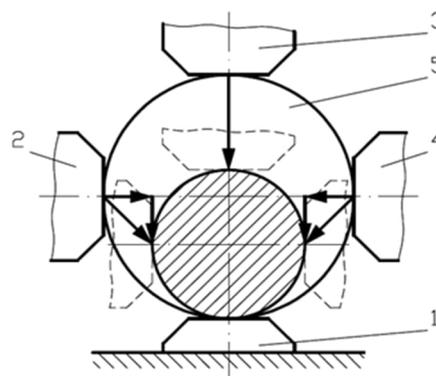


Figura 19 – Esquema do funcionamento do 4DFD. ^[14]

Pode ser observado que a matriz inferior (1) permanece parada, as matrizes laterais (2) e (4) movem-se, com um ângulo de 45° em relação a horizontal, em direção do centro da barra (5) e da matriz inferior simultaneamente. Enquanto a matriz superior (3) movimenta-se na direção vertical. [14]

Segundo as literaturas apresentadas pelo autor Victor Lazorkin et al. [12, 13, 15], o equipamento propicia um ganho significativo na produtividade, economia com a redução do consumo de energia e aumento no rendimento metálico na produção de barras forjadas pela diminuição da espessura do sobremetal necessário nesta etapa de produção.

O autor [12, 13] ainda demonstra que a força requerida pela prensa no forjamento 4DFD é calculada pela equação (39).

$$P = 1,15 \cdot \sigma \cdot n'_\sigma \cdot n''_\sigma \cdot b \cdot s \cdot \frac{1 + \mu \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot (1 - \mu)}{1 - \mu \cdot \operatorname{tg} \alpha} \quad (39)$$

Onde,

P – Força requerida;

n'_σ, n''_σ – Coeficientes do estado de tensões;

s – Média do comprimento do avanço;

b – Média da largura da zona de deformação;

σ – Resistência a deformação plástica;

α – Ângulo de inclinação das superfícies de deslizamento laterais;

μ – Coeficiente de atrito das superfícies de deslizamento laterais.

Como o ângulo de inclinação das matrizes (2) e (4) da Figura 19 é 45°, e considerando que o material e a zona de deformação são os mesmos, a Tabela 1 mostra quantas vezes a força requerida pela prensa é aumentada quando se utiliza o dispositivo 4DFD para diferentes valores de coeficiente de atrito. [12]

Tabela 1 – Fator de aumento da força da prensa com 4DFD e coeficiente de atrito. [12]

Coef. Atrito (μ)	Fator de Força
0,15	2,71
0,20	2,88
0,25	3,07
0,30	3,29

A equação (39) foi comprovada com a prática industrial durante o forjamento de muitos lingotes de vários tipos de aço e ligas diferentes em prensas hidráulicas com capacidade de até 4.500 t.

O forjamento 4DFD permite uma maior manutenção da temperatura da barra durante o forjamento devido ao aquecimento adiabático durante a deformação, visto que a redução de área pelas quatro matrizes gera mais calor que no forjamento convencional. Essa característica facilita o processamento de ligas de níquel de resistência a alta temperatura que possuem uma janela estreita de temperatura de forjamento. [12]

A qualidade interna das barras forjadas com o 4DFD é melhor do que a das barras processadas com máquinas de forjamento rotativo radial. Uma comparação foi realizada no forjamento de uma barra redonda de 122 mm do aço equivalente ao AISI D2. [12]

As Figuras 20 e 21 apresentam respectivamente: a distribuição da área ocupada dos carbonetos de diferentes tamanhos para as barras forjadas na máquina de forjamento rotativo radial (Curva 1) versus o dispositivo 4DFD (Curva 2); e as micrografias da região núcleo das mesmas barras. O forjamento 4DFD produz um trabalho mais uniforme na estrutura do metal em toda a seção transversal, o que é evidenciado pela quebra dos carbonetos eutéticos e pela destruição de grandes aglomerados de eutéticos não só na região próxima à superfície, mas também no núcleo do forjado. [12]

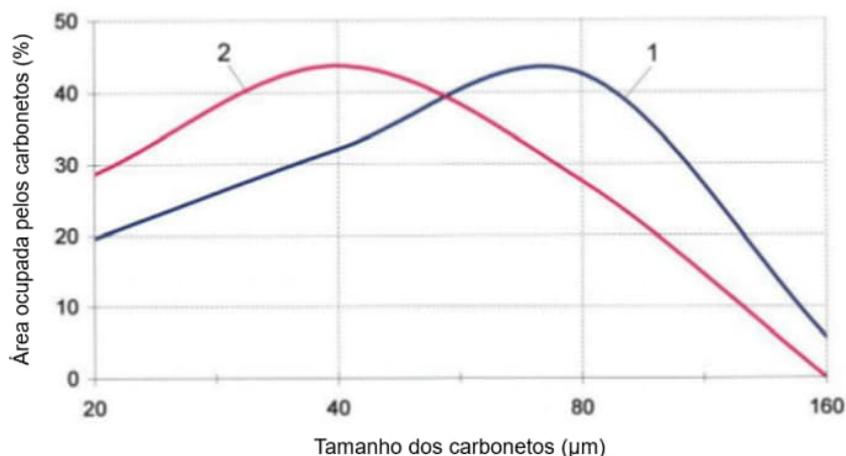


Figura 20 – Distribuição de carbonetos: forjamento rotativo radial “1” e “4DFD”. Adaptado de [12].

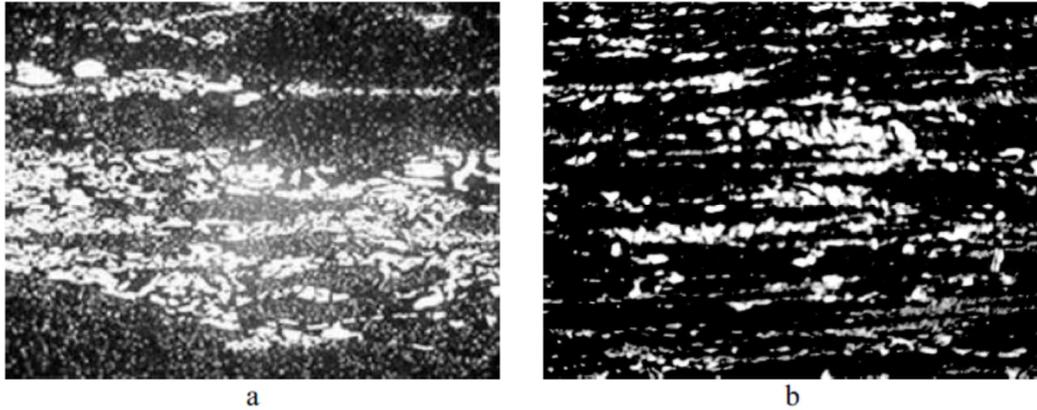


Figura 21 – Micrografia ótica dos carbonetos no núcleo da barra redonda 122 mm: (a) forjamento rotativo radial; (b) 4DFD; aumento 100X. [12]

Apesar da mesma redução nos dois processos, o efeito na distribuição dos carbonetos foi diferente. Na superfície o processo do forjamento rotativo radial e do 4DFD diminuíram o tamanho e melhoraram a homogeneidade de distribuição dos carbonetos na mesma escala, porém a partir do meio raio até o núcleo (Figura 21) o 4DFD teve melhor desempenho na quebra e distribuição mais homogênea dos carbonetos. [12]

O dispositivo de forjamento 4DFD é capaz de forjar peças com secção transversal de partida com até 1.000 mm. As matrizes podem ser com superfície plana ou curva. O dispositivo é totalmente mecânico e possui um sistema automático projetado para lubrificar as unidades de atrito onde as matrizes são montadas. A Figura 22 mostra um desenho esquemático das matrizes e a Tabela 2 contém exemplo das dimensões. [15]

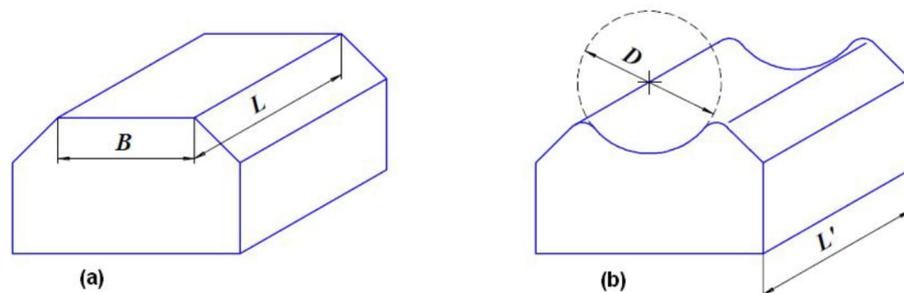


Figura 22 – Desenho dos tipos de matrizes do 4DFD: (a) plana; (b) Curva. [15]

Um lingote de 10 toneladas com secção transversal de 1.000 mm pode ser forjado com o conjunto número 6 para uma barra redonda de 400 mm de diâmetro

sem troca de matriz e sem reaquecimento. A peça forjada apresenta uma superfície lisa com boa circularidade e qualidade próxima ao de barras laminadas. [15]

Tabela 2 – Exemplo das dimensões das matrizes do 4DFD. [15]

Número do Conjunto	Dimensões das Matrizes (mm)			
	Matrizes de Superfícies Planas		Matrizes de Superfícies Curvas	
	B	L	D	L'
1	140	650	-	-
2	260	650	-	-
3	300	650	-	-
4	350	650	-	-
5	-	-	280	600
6	-	-	400	600

A redução desenvolvida pelo forjamento 4DFD produz mais deformações de cisalhamento radial na seção transversal do que o processo convencional com 2 bigornas. Além disso, tensões de compressão são geradas a partir da superfície em forjamento minimizando a geração de trincas superficiais. O forjamento 4DFD produz alto aquecimento adiabático durante a deformação, assegurando a manutenção do intervalo de temperatura, ou seja, mais temperatura para completar o processo em menos tempo. Conseqüentemente há economia de energia e redução da perda de metal por formação de carepa, tornando o processo de forjamento mais eficiente. [15]

3.5. Fechamento Mecânico de Vazios Através do Forjamento em Matriz Aberta

A eliminação de vazios por meio do fechamento mecânico continua sendo de primordial importância para aplicações industriais. Na literatura, duas abordagens principais são identificadas em duas escalas diferentes: abordagem macroscópica na escala do processo; e microanalítica na escala do vazio. Utilizando a abordagem macroscópica, processos inteiros são geralmente considerados com peças contendo um ou vários vazios, lidando com forjamento a quente, laminação a quente e processos relacionados. Usando a abordagem microanalítica, um vazio isolado em uma matriz infinita é considerado e sua evolução é prevista analiticamente por meio de modelos de predição, em termos de evolução do volume de vazios em condições típicas de aplicações industriais. [16]

Devido ao grande interesse industrial em entender o fechamento de vazios, estudos sobre o fechamento de vazios são conduzidos utilizando a abordagem

macroscópica explícita, a qual permite que um processo seja parcialmente ou totalmente descrito e os mecanismos de fechamento sejam estudados em condições precisas de processo. A influência dos parâmetros de processo é estudada a fim de estabelecer relações qualitativas ou quantitativas entre os parâmetros e a eficiência de fechamento de vazio. As duas principais famílias de processos são o forjamento a quente (objeto desta dissertação) e a laminação a quente. A abordagem macroscópica explícita envolve testes experimentais ou simulação numérica. [16]

Do ponto de vista geral, foram encontrados os seguintes depoimentos: grandes deformações, especialmente nos primeiros estágios dos processos de deformação, são preferíveis para um melhor fechamento de vazios; uma escolha relevante de configuração de processo pode melhorar consideravelmente a eficiência de fechamento do vazio como matrizes moldadas para forjamento; o gradiente de temperatura na peça de trabalho também desempenha um papel importante e é mostrado que uma superfície mais fria melhora o fechamento dos vazios da linha central; o atrito com matrizes pode melhorar a eficiência do fechamento de vazios. [16]

Para processos de forjamento e estiramento de matriz aberta várias condições estão apresentadas na Tabela 3. A maioria dos estudos considera o aço em sua temperatura típica de trabalho (entre 900 e 1250°C). Os graus de redução variam entre 10% e 40% por passe. [16]

Tabela 3 – Processos de forjamento e seus efeitos no fechamento de vazios. Adaptado de [16].

Material	Processo, dim. (mm) do tarugo	Temp.(°C)	Grau de red. (%) ou def. equiv.	Taxa def.(s ⁻¹)	Formato do vazio	Razão vazio / tarugo
Aço	Matriz aberta, Ø2800	1230	30%	0,01	Cilindro 2D	0,07
Aço	Matriz aberta, Ø100 x comp.80	1000-1200	0,35	0,01	Cilindro	0,1
Aço	Multipasses, 300 x 350	1043-848	40%	0,1-0,2	Esfera, cilindro	0,03
Aço	Matriz aberta	1100	-	-	-	-
Aço	Matriz aberta, Ø80 x comp.80	1100-1250	0,15-0,25	0,1-0,2	Cilindro 2D	0,05-0,12
Aço	Multipasses	1000	30%	-	-	-
Aço	Matriz aberta, 95 x 75 x comp.200	1000	10-25%	-	-	-
Aço	Estiramento, Ø90 x comp.220	800, 1000, 1200	0,8	-	Natural	0,05
Alumínio	Compressão	450	80%	-	Esfera, cilindro	0,01, 0,05, 0,1, 0,2
Aço	Matriz aberta, Ø40 e 35x35xcomp.36	900-1200	30%	0,02-2	Cilindro aberto	0,05
Aço	Matriz aberta, Ø25 x comp.40	1150-1200	42%	-	Esfera, cilindro, tetraedro	0,025-0,125
Alumínio	Multipasses	420	1,3-8,9	0,02-0,2	Natural	0,001

Deformações maiores são melhores para o fechamento de vazios. Observa-se que a redução do primeiro passe traz a principal contribuição para o fechamento de vazios ao passo que a contribuição dos passes seguintes é menor. [17]

O efeito do natural resfriamento da superfície devido ao contato com as ferramentas é positivo no fechamento de vazios. O efeito do gradiente de temperatura é mais significativo para tarugos pequenos (tamanho $<200 \text{ mm} \times 200 \text{ mm}$), mas torna-se insignificante para tarugos grandes. [18]

Matrizes com formatos côncavos são melhores para o fechamento de vazios. O efeito positivo das matrizes côncavas, em comparação com as planas, resulta de um estado de triaxialidade de tensões mais compressivas no centro dos tarugos, conforme apresentado nas Figuras 23 e 24. [19]

Isso é coerente com o efeito do gradiente de temperatura, citado anteriormente, pois ambos geram estados mais compressivos no núcleo da peça. [16]

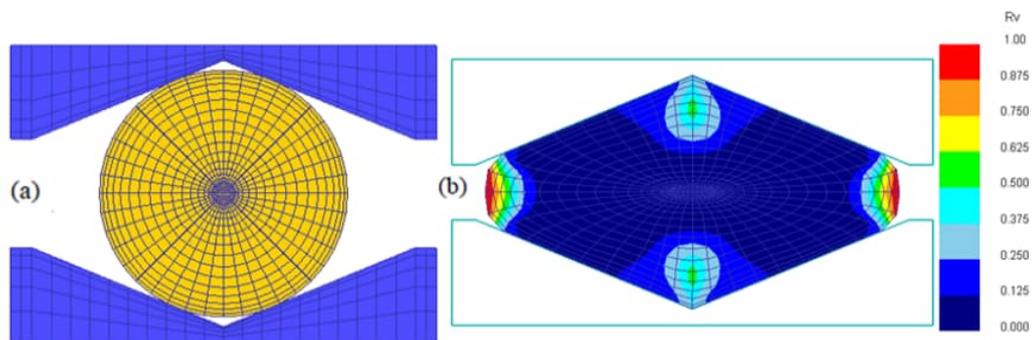


Figura 23 – Simulação por elementos finitos para o volume relativo de vazios (Rv): (a) bigorna V de 135°; (b) Rv após redução de 24%. [19]

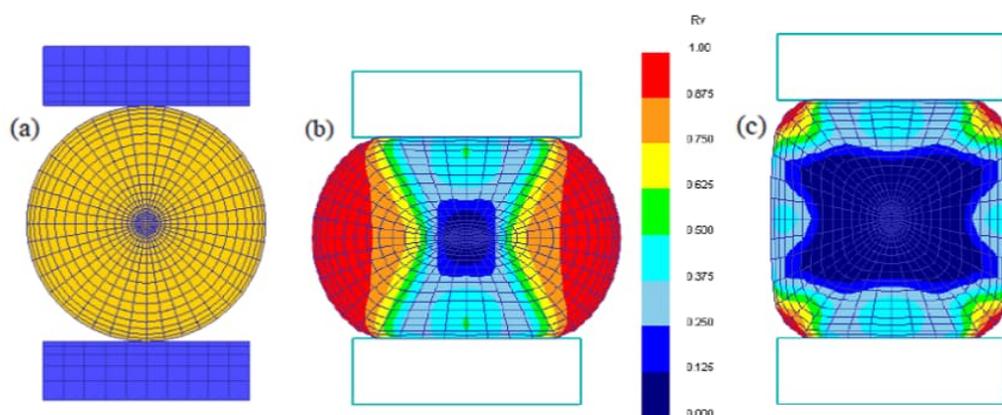


Figura 24 – Simulação por elementos finitos para o volume relativo de vazios (Rv): (a) bigorna plana; (b) Rv após redução de 24%; (c) Rv após rotação de 90° de (b), seguido de redução de 22%. [19]

Estudo da evolução da seção 2D de um tarugo contendo vazios circulares durante o forjamento a quente propõem uma relação entre a área de superfície total dos defeitos e parâmetros de forjamento, ou seja, velocidade superior da matriz, redução relativa e temperatura inicial. Uma análise estatística utilizando simulações de elementos finitos e validação experimental mostram que o fechamento de vazios é aprimorado quando se utiliza matrizes côncavas assimétricas nos estágios iniciais e matrizes planas nos estágios finais de forjamento. [20]

A quantificação do fechamento de vazios internos é um fator essencial para o projeto de processos de fechamento de vazios internos. É possível que o efeito do plano de passe do forjamento sobre o comportamento do fechamento do vazio seja avaliado pelo parâmetro Q -valor, o qual é calculado por meio da integral da tensão hidrostática e da tensão equivalente, conforme proposto por Araki et al. [21]. O parâmetro Q -valor é a integral da razão da triaxialidade de tensão, equação (40), onde σ_m é a tensão hidrostática e $\bar{\sigma}$ é a tensão efetiva, sobre a deformação equivalente acumulada, $\bar{\varepsilon}$.

$$T_x = \sigma_m / \bar{\sigma} \quad (40)$$

Assim, realizando a integral, Q -valor é definido pela equação (41) mostrada abaixo, onde σ_m é a tensão hidrostática, σ_{eq} é a tensão equivalente (ou efetiva), ε_{eq} é a deformação equivalente (ou efetiva), ε_f é a deformação equivalente (ou efetiva) final e n é o número de etapas. [22]

$$Q = \int_0^{\varepsilon_f} (-\sigma_m / \sigma_{eq}) d\varepsilon_{eq} = \sum_{i=1}^n (-\sigma_m / \sigma_{eq})^i \Delta \varepsilon_{eq}^i \quad (41)$$

Em estudos por meio de modelos experimentais e cálculos do Q -valor pelo método de elementos finitos, Kishimoto et al. [22] demonstram que os vazios fecham no processo de forjamento por estiramento quando Q -valor for igual ou superior a 0,22 em peças pequenas (quadrado de 40 mm x comprimento de 40 mm com um furo redondo de 4 mm passante pelo centro da peça) de liga de chumbo, conforme apresentado na Figura 25. Para o forjamento desta pequena peça (0,72 kg) utilizou-se uma prensa de 30 t, redução linear da altura (Δh) igual a 20%, bigorna inferior totalmente em contato com a peça e bigorna superior com largura de 18 mm. [22]

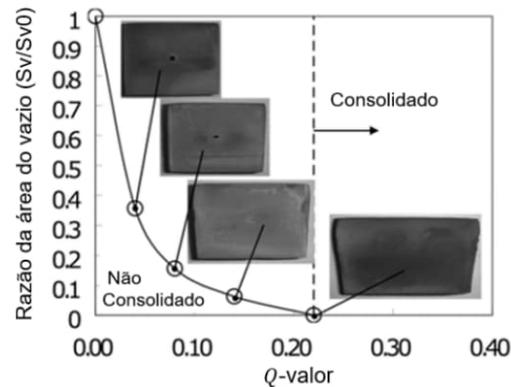


Figura 25 – Variação da razão da área do vazio (S_v/S_{v0} , área final dividida pela área inicial do vazio) com o Q -valor, equação (41). Adaptado de [22].

Porém, para o experimento realizado em 2 lingotes de 30 t cada um (redondo de 1.525 mm x comprimento de 2.180 mm) de um aço carbono (0,4C-0,3Si-0,8Mn) os vazios fecham no processo de forjamento por estiramento quando Q -valor for igual ou superior a 0,56, conforme apresentado na Figura 26. Para o forjamento destes lingotes utilizou-se uma prensa de 13.000 t, taxa de redução de até 2:1, bigornas inferior e superior com largura de 800 mm cada uma. [22]

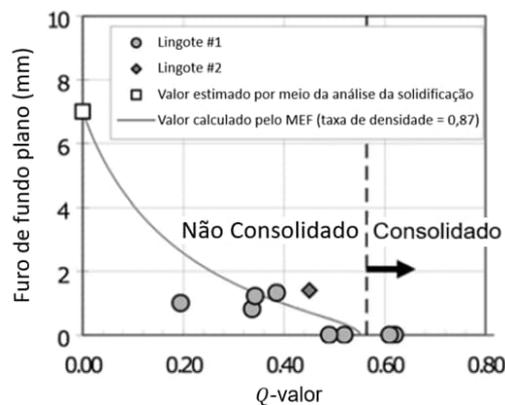


Figura 26 – Variação do tamanho do defeito em mm com o Q -valor, equação (41). Adaptado de [22].

A detecção dos defeitos foi realizada por meio do ensaio de ultrassom e o furo de fundo plano (mm), indica o tamanho dos vazios em milímetros. Os termos “Lingote #1” e “Lingote #2” indicam as correlações encontradas para os lingotes 1 e 2 respectivamente. O tamanho estimado para os vazios dos lingotes foi igual a 7 mm. E a curvilínea contínua indica a correlação calculada pelo método de elementos finitos (MEF), considerando a taxa de densidade igual a 0,87. [22]

Araki et al.^[21] definem a taxa de densidade como a razão da densidade do defeito após o forjamento pela densidade do próprio aço (7,85 g/cm³). Neste estudo a consolidação dos defeitos foi investigada através da mudança de densidade usando pó metálico para simular os defeitos iniciais como uma distribuição tridimensional.

Kishimoto et al. ^[22] também estudaram a diferença do Q -valor quando comparado às larguras de bigornas de 500 mm e 800 mm, tendo um mesmo plano de passe para o lingote de 30 t, conforme apresentado na Tabela 4.

Observa-se que, o fechamento do defeito, para um grau de redução de 2:1, somente ocorre com a bigorna de 800 mm, onde Q -valor foi igual a 0,62. Enquanto, para a bigorna de 500 mm obteve-se um Q -valor igual a 0,18. Assim, por meio da combinação de um sistema de plano de passe do forjamento com o conhecimento do limiar do Q -valor para o fechamento do defeito pode-se obter um processo ideal.

Tabela 4 – Q -valor para diferentes larguras bigornas com o mesmo plano de passe. Adaptado de [12].

Passe Nº	Grau de Redução	Plano de Passes		Largura = 500 mm	Largura = 800 mm
		Seção Transversal	Dimensão (mm)	Q -valor	Q -valor
0	1		1525 Dia.	0	0
1	1,17		-	0,07	0,15
2	1,23		1204×1204	0,06	0,20
3	1,34		1149×1149	0,06	0,29
4	1,43		1090×1137	0,06	0,31
5	1,46		1100×1107	0,06	0,34
6	1,45		1110×1106	0,06	0,34
7	1,71		854×1218	0,18	0,52
8	2,00		949×934	0,18	0,62
Avaliação				Não Consolidado	Consolidado

Em outro estudo por meio do modelo experimental e análise de deformação tridimensional, Kakimoto et al. ^[23] demonstram que os vazios fecham no processo de forjamento por estiramento quando o índice de avaliação de fechamento do vazio interno, Q , for igual ou superior a 0,21.

O modelo experimental foi realizado para deixar claro o comportamento de fechamento de vazios internos no processo de forjamento por estiramento. Um esquema das formas dos materiais, de alumínio puro pesando 0,12 kg cada peça, usados para o experimento é mostrado na Figura 27, onde também se assume como vazio um furo passante de $\varnothing 2$ mm.

As condições experimentais para cada um dos Modelos 1 e 2 são indicados na Tabela 5. As matrizes utilizadas foram a superior de formato plano e outra inferior plana, porém mais larga que a superior, conforme apresentado na Figura 28.

Obeve-se áreas com a mesma redução linear da altura e tempos de pressionamento diferentes e áreas com o mesmo número de vezes de prensagem e diferentes taxas de redução. Após o experimento, os materiais foram seccionados e as áreas dos vazios internos foram medidas. A relação entre a redução linear da altura e a taxa de área vazia interna antes e depois da deformação é mostrada na Figura 29. [23]

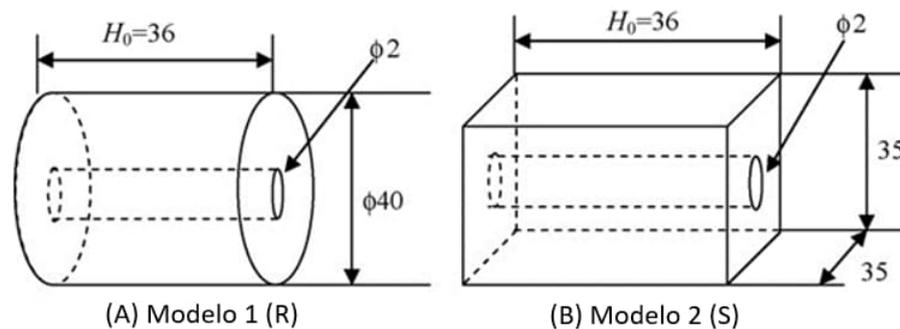


Figura 27 – Formato inicial do material experimental: (A) Modelo 1 (R, redondo); (B) Modelo 2 (S, quadrado); Dimensões em milímetros; H_0 é o comprimento inicial. Adaptado de [23].

Tabela 5 – Condições do experimento. Adaptado de [23].

Posição da Bigorna Superior / Número de Prensagens				
	1	2	3	4
Taxa de Redução (%)				
Modelo 1				
R-1	5	5	10	5
R-2	10	10	20	10
R-3	7.5	7.5	15	7.5
R-4	15	15	15	-
Modelo 2				
S-1	5.7	5.7	11.4	5.7
S-2	11.4	11.4	22.9	11.4

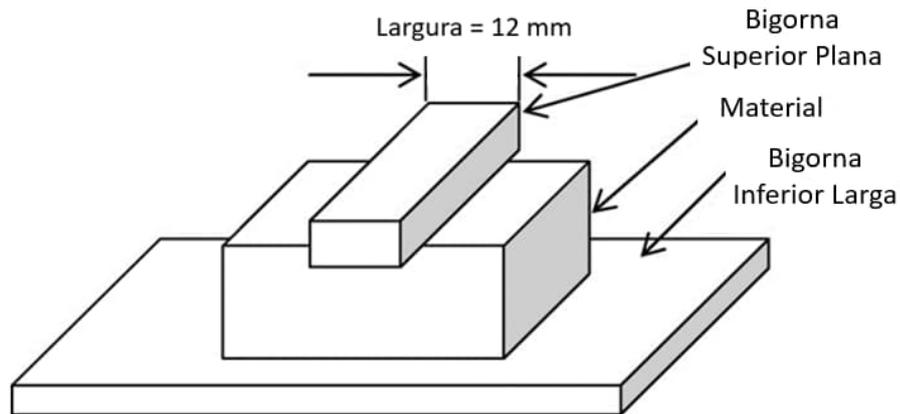


Figura 28 – Esquema dos aparatos para o forjamento experimental. Adaptado de [23].

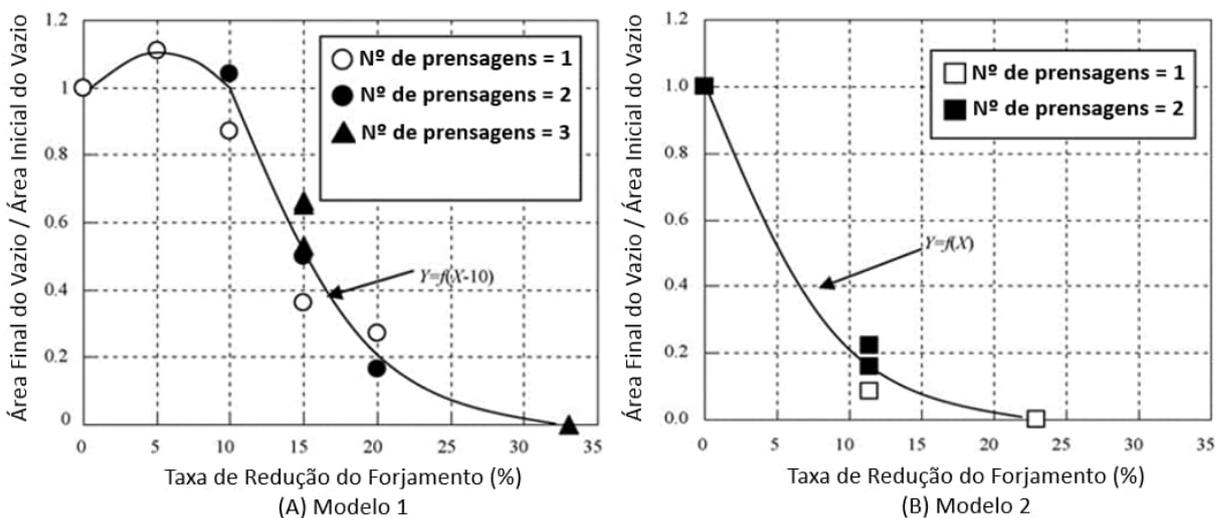


Figura 29 – Relação entre as taxas de redução e da área do vazio. Adaptado de [23].

Observa-se que a proporção da área vazia de ambos os modelos é quase a mesma, independentemente do número de vezes de prensagem, se a redução linear da altura total for a mesma. Assim, a deformação é considerada o fator predominante sobre o fechamento de vazios. Dada a seguir está a equação quadrática aproximada com a qual a relação entre a taxas de redução e da área do vazio interno foi obtida a partir do método do quadrado mínimo no experimento usando o Modelo 2 mostrado na Figura 29 (B). O coeficiente de correlação é 0,986. $y = 0,0027x^2 - 0,1044x + 1$, onde x é a redução linear da altura ($x \leq 0,21$) e y é a taxa da área do vazio interno. Para o resultado do experimento usando o Modelo 1, a equação derivada é mostrada na Figura 29 (A), na qual a redução linear da altura inicial de 10% não afeta a área

central e o vazio interno aumenta de tamanho, provavelmente, porque a área central está sujeita a tensão de tração devido à pequena redução. O comportamento da razão de vazios internos após a exclusão da área central é semelhante ao do Modelo 2 em função do aumento do comprimento de contato entre as matrizes e o material com o aumento da razão de redução. [23]

Como já mencionado anteriormente Kakimoto et al. [23] calcularam o índice de avaliação de fechamento de vazio interno por análise de deformação 3-D utilizando a equação (41). A análise utilizou as mesmas condições do modelo experimental para calcular o Q -valor. Um modelo analítico simétrico é mostrado na Figura 30, no qual as formas do vazio foram comparadas com um furo passante presente. As componentes de tensão e deformação foram integradas em relação a cada etapa e a cada elemento utilizando a equação (41) sem furo passante. O coeficiente de atrito, μ , e a tensão de escoamento, σ , utilizados para a análise foram 0,30 e $46,2 \times \varepsilon^{0,194} \times \varepsilon^{0,026} \text{ MPa}$ respectivamente.

Exemplos representativos das formas das seções transversais obtidas no modelo experimental e análise de deformação 3-D dos Modelos 1 e 2 são mostrados na Figura 31, e taxas das áreas dos vazios internos obtidas são comparadas na Figura 32. O resultado mostrado na Figura 32 prova uma boa combinação entre a forma do vazio e a relação da área. A relação entre o Q -valor derivado da análise e a razão da área do vazio interno obtida do experimento é mostrada na Figura 33. Foi confirmado a partir do resultado que o Q -valor no qual os vazios internos fecham no processo de forjamento por estiramento foi igual ou superior a 0,21, independentemente da forma inicial da seção transversal. [23]

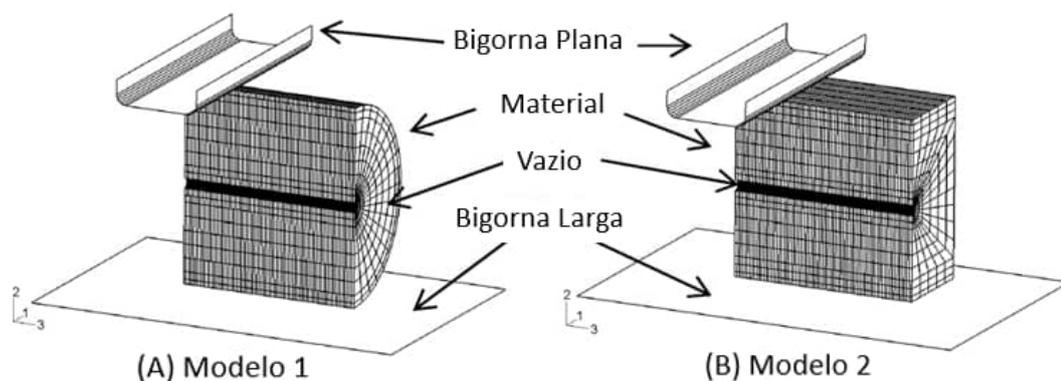


Figura 30 – Modelo Analítico. Adaptado de [23].

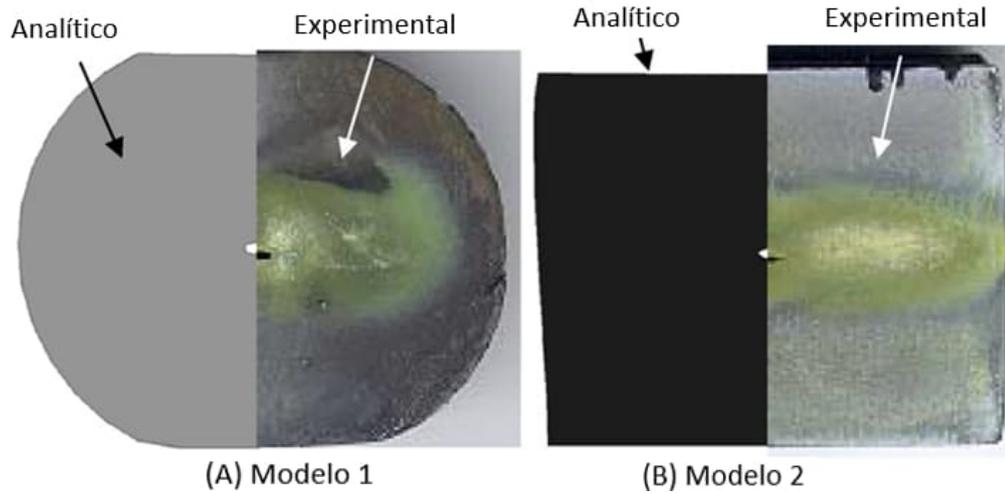


Figura 31 – Comparação da forma da seção transversal com o resultado experimental (direita) e o resultado analítico (esquerda). Adaptado de [23].

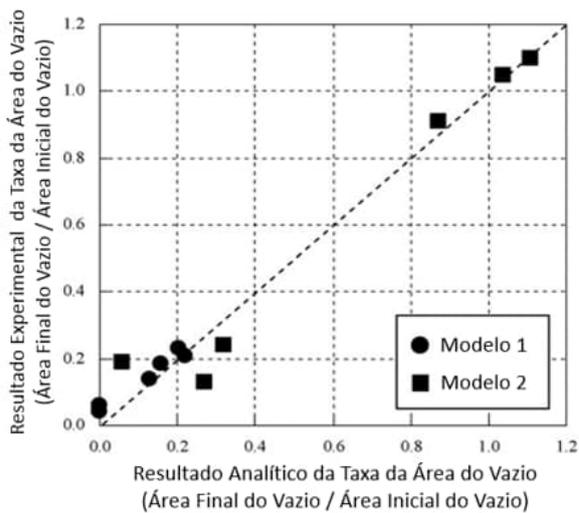


Figura 32 – Taxa da área do vazio do resultado analítico versus experimental. Adaptado de [23].

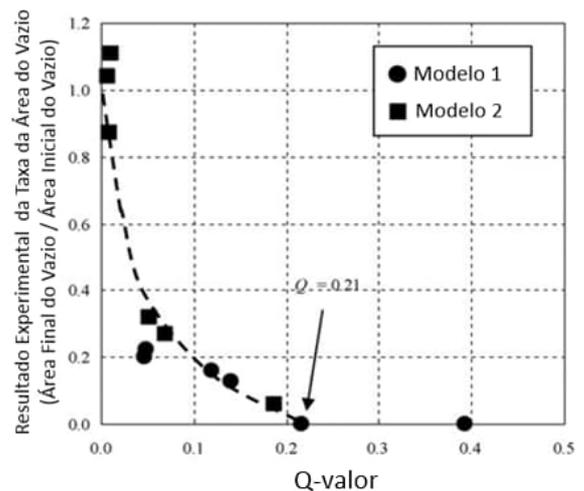


Figura 33 – Valor Q analítico versus a taxa da área do vazio experimental. Adaptado de [23].

Rosenstock et al. [9] reportam que diversos autores investigaram o processo de forjamento com diferentes materiais e encontraram Q -valor entre 0,18 e 0,56. Entre eles, os autores e seus estudos descritos acima: Kakimoto [23], Q -valor = 0,21 (pequena peça de alumínio com 0,12 kg); Kishimoto [22], Q -valor = 0,22 (pequena peça de chumbo com 0,72 kg); Araki [21], Q -valor = 0,5 (aço sinterizado em cápsula cilíndrica); Kishimoto [22], Q -valor = 0,56 (lingote grande de aço com 30 t).

Esta variedade de valores indica que outras influências são importantes para o fechamento dos vazios, incluindo as características de fluxo do material, do processo

de forjamento, a geometria inicial do poro, o tamanho, formato e peso do lingote de partida. [9]

Ainda neste estudo Rosenstock et al. [9] investigaram por meio de simulações numérica e experimental o Q -valor para o aço 34CrNiMo6 (1.6582), tendo, como material de partida, lingotes de 40 kg (quadrado de 80 mm por comprimento de 800 mm) e poros fabricados com diâmetro de 6 mm, o que representa aproximadamente 6% da seção quadrada do lingote. Utilizou-se a razão da mordida de forja, ou seja, a razão da largura (L) das bigornas pela seção inicial do lingote (h_0), L/h_0 , igual a 0,5. A temperatura de partida foi igual a 1200°C e a redução linear (Δh) da altura do lingote igual a 30%. As alturas das porosidades variaram entre 40, 50, 60 e 70 mm, em relação à seção inicial do lingote (h_0) igual a 80 mm. A relação entre a taxa de fechamento dos poros e o Q -valor é mostrada na Figura 34, após as simulações.

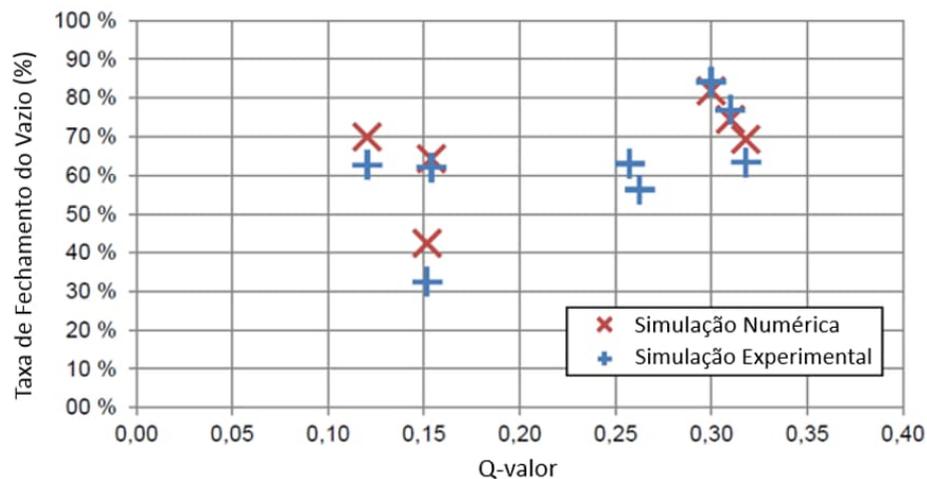


Figura 34 – Taxa de fechamento e Q -valor de simulações experimental e numérica. Adaptado de [9].

Foi observada uma coerência entre as simulações experimental e numérica, indicando que quanto maior o Q -valor, maior também é a taxa de fechamento dos poros. Q -valor na faixa de 0,30, neste estudo, não foi suficiente para o fechamento total dos poros, embora tenha atingido taxas de fechamento superiores a 80%. [9]

3.6. Simulações pelo Método de Elementos Finitos (MEF)

No processo de conformação plástica de metais, os métodos empíricos, como os de tentativa e erro eram mais utilizados que os métodos analíticos. Isto começou a mudar no início dos anos 1980, devido ao crescimento considerável do uso de

técnicas auxiliadas por computador na indústria que emprega processos de conformação de metais. [24]

A evolução no desempenho dos computadores pela redução do tempo de cálculo e novas tecnologias para a interface gráfica transformaram os métodos de modelagem numérica na técnica mais eficiente para análises do processo de conformação de metais. Dentro do contexto dos métodos numéricos, a aplicação do método de elementos finitos (MEF) destacou-se na década de 1980 com o programa ALPID (*Analysis of Large Plastic Incremental Deformation*), em português “Análise de Grande Deformação Incremental Plástica”, utilizado na indústria aeroespacial dos Estados Unidos. [25]

Assim, a aceitação industrial da simulação da conformação metálica por meio do MEF tem aumentado rapidamente durante os últimos anos. Conjuntamente às melhorias da velocidade de cálculo computacional e redução de custo dos computadores, o ambiente tecnológico para exercitar a modelagem de conformação tridimensional (3D) tornou-se real. [25]

Atualmente o MEF está amplamente difundido e há *softwares* comerciais que o utilizam, como DEFORM, Simufact.Forming, QFORM, FORGE e ABAQUS. [25]

Manufaturas que envolvem deformação e tratamento térmico têm sido simuladas para desenvolver melhores processos. Assim importantes tópicos são considerados, avaliados e desenvolvidos por meio do MEF, incluindo desenvolvimentos de simulações 3D de uma extensão do DEFORM, a citar: [25]

- I. Caracterização do material: Modelos de material rígido-plástico e rígido-visco-plástico (tensão de escoamento é uma função da deformação, taxa de deformação e temperatura) são utilizados devido à sua simplicidade e rápida convergência. No caso de interesse na recuperação elástica e/ou plástica, o modelo elasto-plástico é o melhor, no qual o material é representado por um escoamento e encruamento iniciais. Em aplicações de tratamento térmico o modelo elasto-visco-plástico é o mais utilizado, no qual a deformação é reconhecida por meio do estado de tensão, temperatura e deformação, além do tamanho de grão, transformações de fase, crescimento de grão, recristalizações e recuperações dinâmicas que governam o comportamento do material. Para os aços ainda são utilizados nos modelos vários dados

metalúrgicos como: plasticidade durante a deformação, calor latente, carbono equivalente e a mudança de volume durante a transformação de fase.

- II. Elemento hexaédrico (*brick element*) e elemento tetraédrico: Quando o elemento da malha é severamente distorcido (devido à uma grande deformação, por exemplo) a remodelagem da malha (*remeshing*) é necessária para continuar a simulação. Assim como a automatização do elemento hexaédrico é complexa, este torna-se difícil para estas aplicações. Tem-se que o número de nós na malha hexaédrica é geralmente maior que o número de elementos total e que na malha tetraédrica não é incomum para a taxa de elemento/nó ser 5. Assim para representar uma forma geométrica complexa o elemento tetraédrico é geralmente mais aplicado que o elemento hexaédrico (em termos de número de equações total ou nós).
- III. Criação automática da malha (*meshing*) e remodelagem da malha (*remeshing*): A simulação tridimensional (3D) não pode ser praticada sem um procedimento para a remodelagem da malha, o qual depende da solução comportamento / erro e que tem sido uma área acadêmica de interesse. O conhecimento para identificar o local que necessita a remodelagem da malha e proporcionar a sua execução é essencial para minimizar o volume da remodelagem da malha. Em muitas aplicações, como numa alta taxa de extrusão, pequenos elementos são necessários para representar a deformação localizada enquanto grandes elementos são necessários na zona rígida para a eficiência computacional. A capacidade para transitar de áreas com pequenos para grandes elementos é algo também crítico para um sistema gerador de malha robusto.
- IV. Solucionador direto e iterativo: Numa solução de um problema tridimensional utilizando o método implícito, as equações utilizam mais que 90% do tempo da CPU do computador, com o armazenamento necessário para a matriz de rigidez montada aumentando quadraticamente com o total de equações no esquema direto. Nos últimos anos, solucionadores de matriz esparsa tornaram-se populares na solução de problemas 3D. Também se sabe que o solucionador iterativo com um método de pré-condicionamento adequado pode ser altamente eficaz para alguns tipos de problemas.

O DEFORMTM-3D [26], *software* utilizado nas simulações desta dissertação, é um código baseado no método de elementos finitos criado para analisar processos de

conformação mecânica e tratamento térmico, o qual é capaz de modelar complexas interações entre: [27]

- I. Deformação, temperatura, transferência de calor, transformação de fases e difusão.
- II. E o efeito do percentual de carbono e elementos de liga com as propriedades mecânicas dos materiais presentes no banco de dados.

A Figura 35 apresenta as relações dos módulos pertencentes ao *software*. [27]

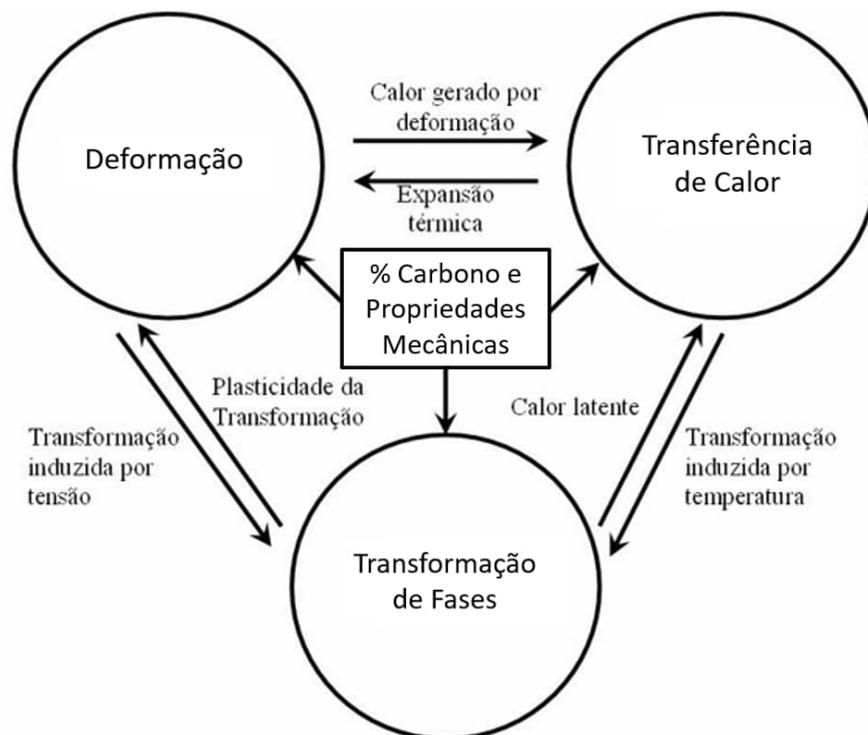


Figura 35 – Relações adaptadas dos módulos pertencentes ao pacote do DEFORM™-3D. [27]

O DEFORM™-3D [26] é composto por três componentes: pré-processador, processador e pós-processador. No pré-processador são colocados os dados de entrada necessários para os cálculos no processador, como a descrição dos objetos, propriedades do material, interação entre os objetos, controles de simulação e relação de transformação entre as fases. O processador capta as informações do processo a ser simulado no arquivo de base de dados, calcula a solução do problema e adiciona os resultados no arquivo de base de dados. Quando necessário, o processador interrompe o cálculo para remodelar automaticamente a malha (*remeshing*) de elementos finitos. E, durante o cálculo, o processador envia mensagens com

informações sobre o andamento da simulação, como a verificação dos critérios de convergência e mensagens de erro. O pós-processador lê o arquivo de base de dados com os resultados calculados, apresentando-os numa interface gráfica, além de permitir a exportação dos resultados em dados numéricos. [27]

Oh^a et al. [28] apresentam exemplos de simulações para demonstrar a capacidade dos processos de modelagem. Dois destes exemplos, relacionados a aplicação de conformação metálica por meio do DEFORMTM-3D [26] são o estiramento no forjamento (Figura 36) e a obtenção de curvatura na extrusão (Figura 37).

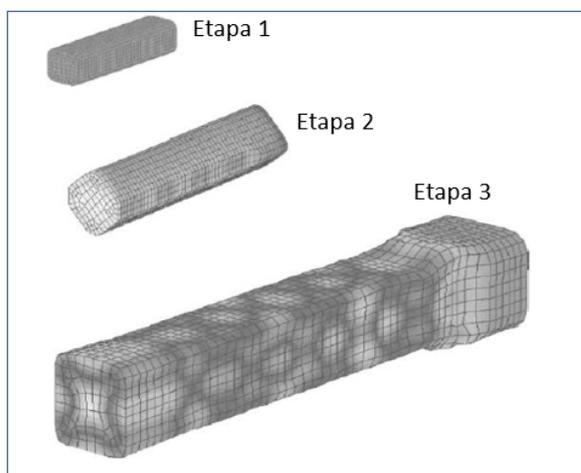


Figura 36 – Esquema representativo da simulação dos contornos da temperatura em três etapas da deformação de um processo de forjamento por estiramento. Adaptado de [28].

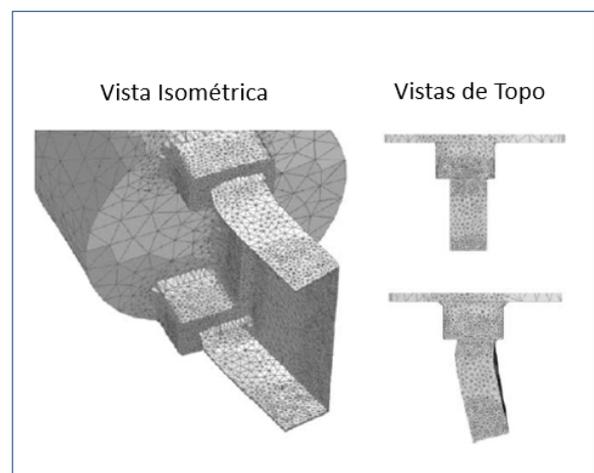


Figura 37 – Esquema representativo da simulação de um processo de extrusão do fluxo do material, mostra a curvatura em vistas isométrica e de topo. Adaptado de [28].

3.6.1. Análises do Fechamento de Defeitos Internos

Chun et al. [29] utilizaram o DEFORMTM-3D [26] para estudar a eliminação de defeitos internos em barras de perfil quadrado durante o forjamento em matriz aberta. Esse trabalho apresentou um estudo criterioso para investigar a influência de parâmetros como: razão entre a largura da matriz e a largura do tarugo, raio de canto da matriz e número de passes. Para avaliar qual a influência de cada parâmetro na eliminação de defeitos, foi introduzido um vazio cilíndrico no centro do tarugo (seção quadrada de 300 mm) como o defeito a ser eliminado e associaram uma equação chamada de taxa de fechamento do vazio, $\eta = \frac{V}{V_0}$, em que: η é a taxa de fechamento do vazio; V_0 e V são os volumes inicial e remanescente do vazio em algum estágio

deformado, respectivamente. Dessa forma, quanto menor for o valor de η melhor a probabilidade de fechar o vazio.

Os autores [29] apresentaram as seguintes conclusões:

- I. Observa-se que uma razão de largura da matriz para a largura do tarugo de 0,7 é a desejável para o fechamento do vazio e que acima deste valor não há mudanças significativas, conforme apresentado na Figura 38.
- II. Afirmam que um raio de canto de matriz menor melhora a eliminação de defeitos e alertam que é importante planejar reduções de forjamento (diferença das áreas inicial e final do tarugo forjado, dividida pela área inicial, para o estiramento) maiores ou igual a 20%, no primeiro passe, para obter razão da largura da matriz eficiente.

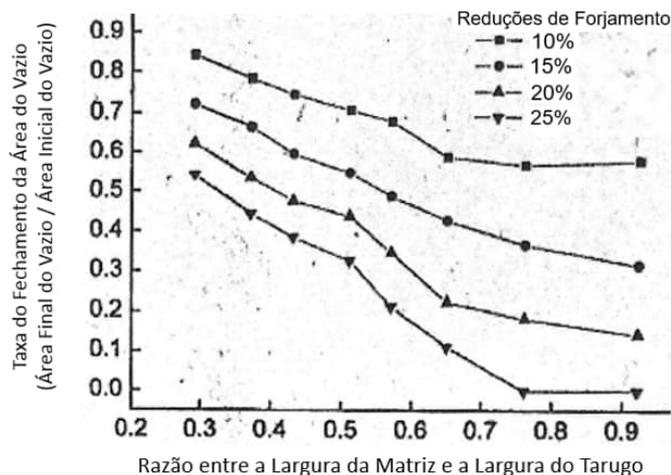


Figura 38 – Taxa do fechamento do vazio em função da razão entre a largura da matriz (ou bigorna) e a largura do tarugo. Adaptado de [29].

Chen et al. [30] também utilizaram uma metodologia com abordagem matemática proposta para lidar com o fechamento de vazios em grandes lingotes de forjamento. Em primeiro lugar, cálculos computacionais com elementos finitos são adotados para obter a solução numérica para a distribuição de deformação compressiva em lingotes forjados. Então o ajuste de função é introduzido para determinar a função analítica de distribuição da deformação normal, ε_z , ao longo da direção da força durante a deformação do material: $\varepsilon_z = du/dz$, onde du é a deformação por unidade de comprimento e dz é a deformação ao longo da direção da força. Em seguida, derivação adicional é aplicada para apresentar a equação

quantitativa do critério para fechamento de vazio central e não central. Finalmente, simulações MEF são realizadas para verificar o novo método mencionado acima. As seguintes conclusões podem ser descritas:

- I. Durante o processo de forjamento, para modelos sem vazio, a distribuição de ε_z ao longo da direção vertical pode ser dada pelo ajuste de uma função gaussiana. Para modelos com vazio, enquanto a distribuição de ε_z pode ser dada pelo ajuste da função gaussiana descontínua, o limite de corte da função descontínua é determinado pelo método da área igual, conforme apresentado na Figura 39.

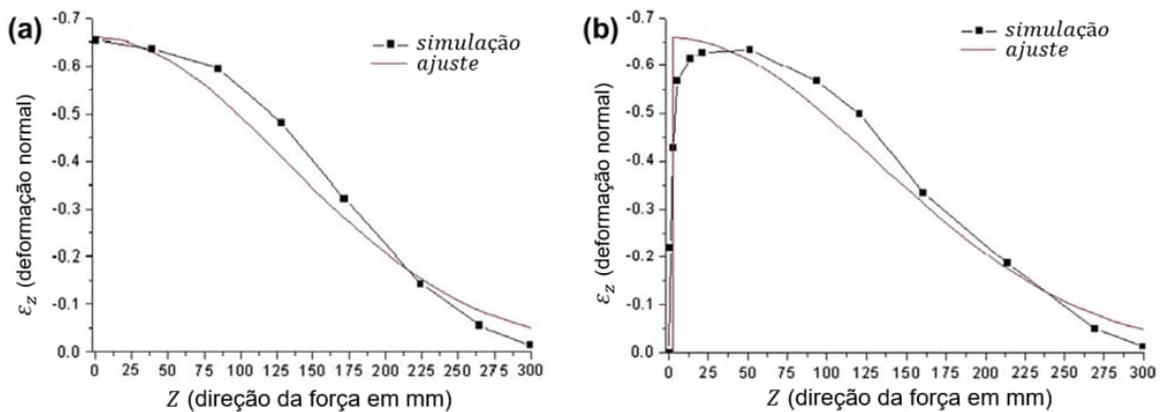


Figura 39 – Curva de distribuição de ajuste de ε_z com fechamento de vazio central para modelos sem e com vazio. (a) Modelos sem vazio; (b) Modelos com vazio. Adaptado de [30].

- II. De acordo com a derivação da continuidade do meio, a condição crítica para o fechamento dos vazios dentro do tarugo pode ser denotada como $\Delta L = \Delta l + d$. Sendo: L e l as alturas iniciais para o tarugo e para parte do grupo dos modelos com vazio, respectivamente; d o diâmetro inicial do vazio; ΔL a deformação com redução para os modelos com e sem vazio; Δl a deformação com redução para a parte do grupo dos modelos com vazio. Ver Figura 40.

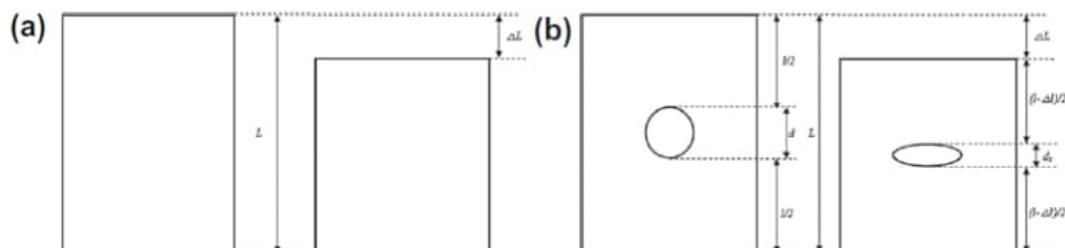


Figura 40 – Diagrama esquemático dos modelos: (a) Modelos sem vazio (pré e pós deformação); (b) Modelos com vazio central (pré e pós deformação). [30]

- III. A partir da derivação matemática da função de deformação, o critério para o fechamento do vazio central pode ser obtido como $\beta \frac{\sqrt{\pi}}{\sqrt{\alpha}} \operatorname{erf} \left(\frac{d}{2} \sqrt{\alpha} + C_1 \beta \sqrt{\alpha} \right) = d$, que fornece o modelo matemático e a base teórica de projeto de processo de forjamento em termos de eliminação de defeitos vazios dentro do tarugo. Sendo: β o valor máximo da função de distribuição de deformação compressiva para os modelos sem vazio; α é um parâmetro relacionado à distribuição de largura de deformação; a função gaussiana é adotada para ajustar a distribuição de ε_z com o fechamento do vazio central, então os valores dos parâmetros $\alpha = 2,90 \times 10^{-5} \text{ (mm}^{-2}\text{)}$, $C_1 = 1,03$ podem ser obtidos.
- IV. Os resultados apresentados no estudo foram verificados por simulações do MEF. Verificou-se que os cálculos analíticos estão em concordância básica com os cálculos simulados, e que o desvio é inferior a 7%. Isso sugere a viabilidade do método de análise de função de deformação no fechamento de defeitos / vazios.

4. MATERIAIS E MÉTODOS

4.1. Materiais

Foram utilizadas barras de partida do aço AISI 4145, conforme composição química apresentada na Tabela 6, na condição forjada e recozida.

Tabela 6 – Composição química da corrida 4844729 das barras do aço AISI 4145.

Elemento	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Cu	Fe
% em massa	0,45	0,24	0,91	0,019	0,017	0,87	0,17	0,17	0,10	balanço

A geometria adotada de cada barra de partida foi de 500 mm de diâmetro externo (\varnothing_e) e 2.000 mm de comprimento. Para representar o defeito interno foi trepanado um furo passante de 50 mm de diâmetro interno (\varnothing_i) ao longo de todo o comprimento e centralizado em relação ao diâmetro externo. O acabamento dos diâmetros interno e externo foi usinado desbastado.

A Figura 41 apresenta, de forma esquemática, os detalhes da geometria inicial das barras. O diâmetro inicial do furo passante, que chamaremos de vazio por assim representá-lo, corresponde a 10% do diâmetro inicial externo da barra, estando coerente com a literatura, onde Rosenstock et al.^[9] reportam porosidade ou vazio de até 20% em relação ao diâmetro de grandes lingotes.

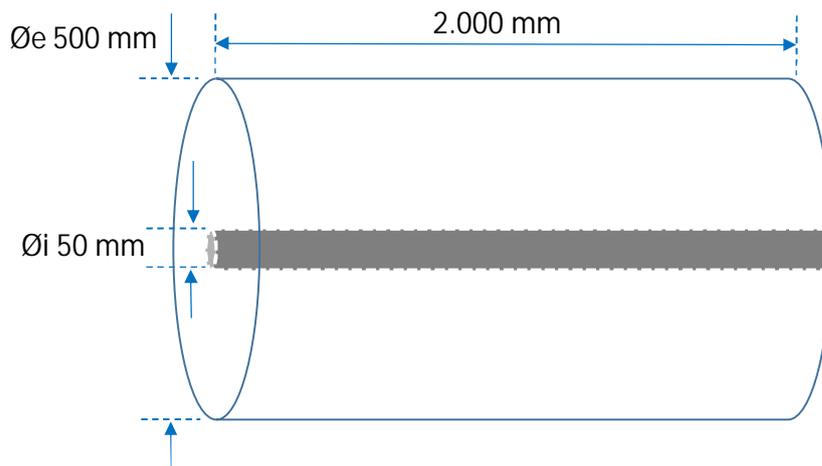


Figura 41 – Representação esquemática da geometria inicial das barras.

A Figura 42 apresenta uma fotografia das barras experimentais, na condição inicial, para o forjamento do presente trabalho.



Figura 42 – Fotografia das barras na condição inicial: $\text{Øe } 500 \times \text{Øi } 50 \times 2.000 \text{ mm}$.

4.2. Modelos do Estudo

Para a realização deste estudo, foram utilizados dois modelos:

- I. O modelo numérico por meio de simulações pelo Método de Elementos Finitos (MEF), com o *software* DEFORMTM-3D [26];
- II. E o modelo experimental por meio do forjamento das barras na prensa de 3.000 toneladas (P3.000T) da empresa ‘Villares Metals SA.

4.2.1. Modelo Numérico

No modelo numérico há o controle de simulação onde são definidos os parâmetros de iteração e as condições do processo. Na iteração são selecionados o solucionador numérico, o método de iteração e o controle de passos. Nestas simulações foram utilizados o solucionador gradiente conjugado para o cálculo de deformação, o solucionador esparsos para o cálculo de temperatura e o método de iteração direta.

A seleção desses parâmetros é realizada a partir de pré-definições do *software* DEFORMTM-3D [26] para o processo de forjamento. Nas condições do processo foram colocados os valores da temperatura ambiente e do coeficiente de transferência de calor por convecção. Estes parâmetros podem ser definidos como constantes ou definidos como uma função.

Na Tabela 7 são apresentados os dados de entrada para os controles de simulação deste estudo.

Tabela 7 – Dados de entrada para simulação, definição e iteração dos objetos.

CONTROLES DE SIMULAÇÃO			
Principal		Controle de Passos	
Título da Simulação	2 Bigornas x 4DFD	Número do Passo Inicial	-1
Sistema de Unidades	SI (Sistema Internacional)	Número de Passos da Simulação	10.000
Tipo de Simulação	Incremental Lagrangeano	Incremento para salvar passos	10.000
Modos de Simulação	Deformação e Transferência de Calor	Matriz primária	Matriz Superior
		Tempo entre golpes	1,0 s
Iteração		Condições do Processo	
Método Resolução da Deformação	Gradiente Conjugado	Temperatura Ambiente	30°C
Método Resolução da Temperatura	Esparso	Coefficiente de Convecção	0,015 N/s/mm/°C
Método de Iteração	Iteração Direta	Taxa de deformação	0,188 a 0,375 s ⁻¹
DEFINIÇÃO DOS OBJETOS			
Barra		Matrizes (Bigornas)	
Tipo do Objeto	Plástico	Tipo do Objeto	Rígido
Geometria da Peça Inicial	Øe 500 x Øi 50 x 2.000 mm	Largura da Bigorna (cota L da Figura 16-a; cota L da Figura 22-a)	450 mm (2 Bigornas); 320 mm (4DFD)
		Bitola de Fechamento (cota B da Figura 22-a)	250 mm (4DFD)
Temperatura Inicial	1220°C (aquecimento) 1100°C (início)	Temperatura Inicial	200°C
Material	AISI 4145	Material	AISI H13
Número de Elementos Inicial	118776	Número de Elementos da Matriz	51993 (2 Bigornas) e 54773 (4DFD)
Transferência de Calor	Todas as faces	Transferência de Calor	Todas as faces
Tipo de Movimento	Estacionário durante a deformação	Tipo de Movimento	Velocidade
Direção	x	Direção	z
Avanço (Direção x)	300 mm (2 Bigornas) e 300 mm (4DFD)	Módulo (Velocidade da Matriz Superior)	50 mm/s (2 Bigornas) e 50 mm/s (4DFD)
INTERAÇÃO ENTRE OBJETOS			
Barra-Matriz		Barra-Barra	
Tipo de Atrito	Cisalhante	Tipo de Atrito	Cisalhante
Coefficiente de Atrito Cisalhante	0,7	Coefficiente de Atrito Cisalhante	0,7
Coefficiente de Transferência de Calor	11 N/s/mm/°C	Coefficiente de Transferência de Calor	11 N/s/mm/°C

Nas simulações deste trabalho foram utilizadas a temperatura ambiente de 30°C e o coeficiente de convecção de 0,015 N/s/mm/°C. Esta unidade de coeficiente de transferência de calor utilizada pelo *software* DEFORM™-3D [26] é equivalente a kW/m²/°C. Os valores definidos para as condições do processo foram baseados no histórico de dados da empresa Villares Metals SA, na qual foram realizados os experimentos.

Para as propriedades plásticas do aço AISI 4145, utilizadas no modelo numérico do *software* DEFORM™-3D [26], as curvas de tensão-deformação com os fluxos de escoamentos foram calculadas pelo *software* JMatPro® [31], tendo como referência dados da literatura [4]. A Figura 43 apresenta algumas destas curvas com os fluxos de escoamento do aço AISI 4145 para as temperaturas de 800°C, 900°C, 1000°C e 1100°C.

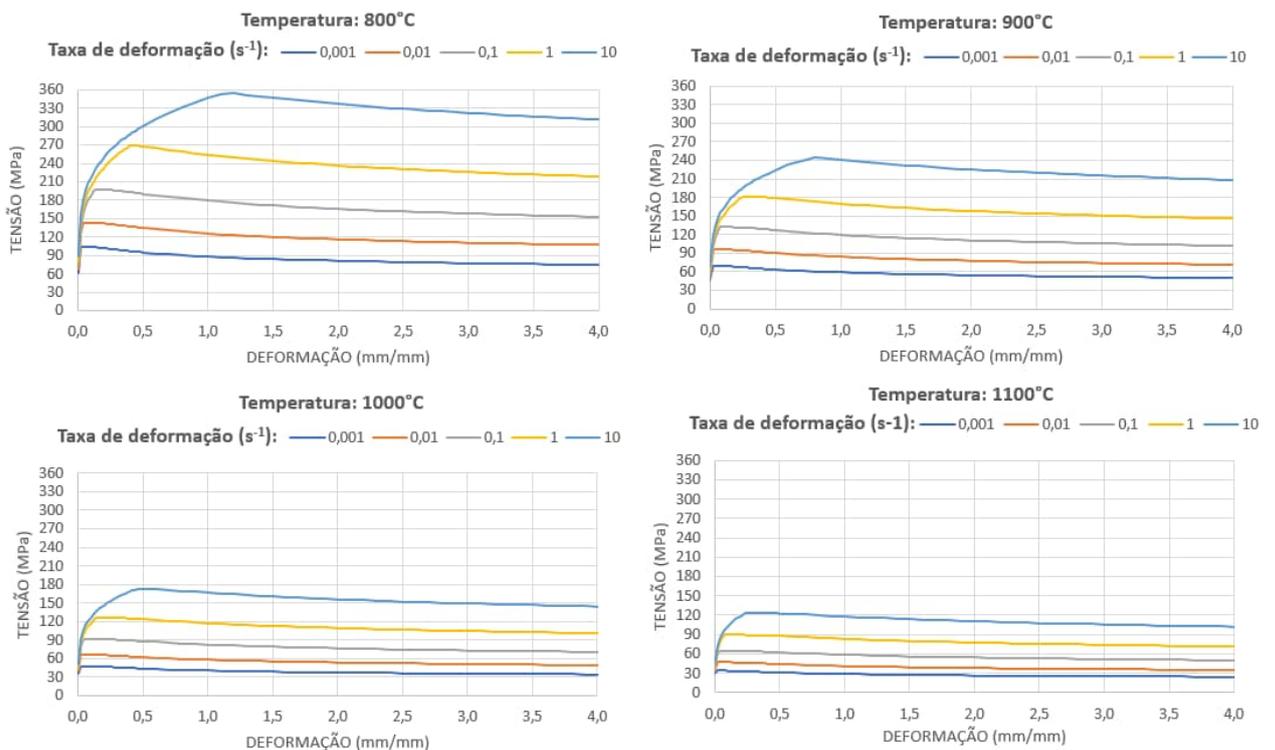


Figura 43 – Curvas de tensão-deformação do aço AISI 4145, com os fluxos de escoamentos calculados com o *software* JMatPro® [31], para as temperaturas de 800°C, 900°C, 1000°C e 1100°C. As taxas de deformação do presente trabalho foram entre 0,188 e 0,375 s⁻¹, conforme apresentado na Tabela 7.

4.2.2. Modelo Experimental

No modelo experimental foi utilizada a prensa hidráulica P3.000T de matrizes abertas, da Villares Metals SA, com capacidade para deformar lingotes com pesos de

até 25 t, a fim de produzir barras e blocos com seções transversais que variam entre 170 mm e 800 mm, atingindo comprimentos de até 18 m, além de peças complexas esboçadas, furadas, discos e anéis. Dois manipuladores sincronizados permitem a movimentação dos materiais em forjamento entre as bigornas. A Figura 44 apresenta fotografias da prensa P3.000T.



Figura 44 – Fotografias da prensa P3000T da Villares Metals SA, mostrando o forjamento convencional com 2 bigornas de um lingote, com vistas frontal e lateral.

Para o modelo experimental foram utilizados os materiais de partida, apresentados no item 4.1, para os processos: convencional com 2 bigornas planas; e com o dispositivo de quatro bigornas 4DFD. As bigornas 4DFD são acopladas no lugar das 2 bigornas da P3.000T de matrizes abertas, cujo movimento do cilindro superior da prensa passa a ser transmitido mecanicamente para 3 matrizes (uma superior e duas laterais), enquanto a quarta matriz (inferior) permanece estática durante todo o forjamento, conforme apresentado no item 2.4.

A Figura 45 apresenta fotografias da prensa P3.000T com o dispositivo 4DFD montado e em funcionamento durante um forjamento.

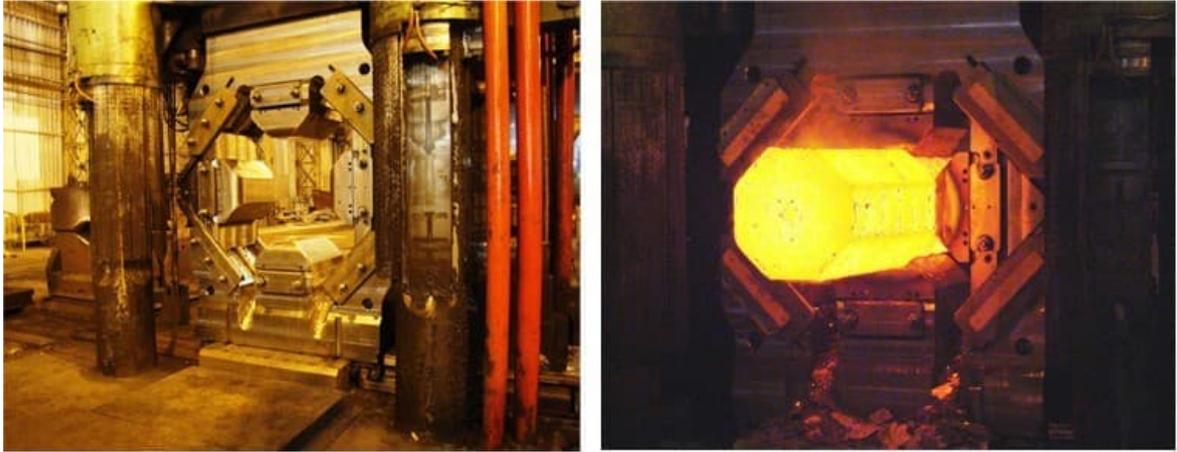


Figura 45 – Fotografias do dispositivo 4DFD montado na prensa P.3000T (esquerda) e durante um forjamento (direita).

Além das informações das barras de partida descritas no item 4.1, os dados do modelo experimental foram: a largura das bigornas do processo convencional igual a 450 mm; a largura das bigornas do processo 4DFD igual a 320 mm; o avanço de 300 mm por passe para os dois processos.

A velocidade da matriz superior nos dois processos foi igual 50 mm/s e a matriz inferior ficou estática. No processo 4DFD tem-se as matrizes laterais, em que cada uma possui a velocidade de 35 mm/s na diagonal com um ângulo de 45° em relação à horizontal (resultante da fórmula $50 \frac{mm}{s} * \frac{\sqrt{2}}{2}$).

A temperatura de aquecimento foi de 1220°C, enquanto a temperatura de início da deformação da superfície foi de 1100°C.

Pode-se observar que os dados do modelo experimental replicam os do modelo numérico apresentados na Tabela 7.

4.3. Métodos

Os planos de passe adotados estão apresentados nas Tabelas 8 e 9, respectivamente, para os processos de forjamento convencional com 2 bigornas planas e com o dispositivo 4DFD. Estes planos de passes foram utilizados tanto no modelo numérico quanto no experimental.

Tabela 8 – Plano de passes do forjamento convencional com 2 bigornas planas.

Passo	Giro (°)	Formato Entrada	Entrada (mm)	Formato Saída	Saída (mm)	Observação
1	0	Rd	500	Qd / Rd	450 / 500	Furo inicial = 50,0 mm
2	90	Qd / Rd	450 / 500	Qd / Qd	450 / 450	
3	90	Qd / Qd	450 / 450	Qd / Qd	400 / 450	
4	90	Qd / Qd	400 / 450	Qd / Qd	400 / 400	
5	90	Qd / Qd	400 / 400	Qd / Qd	350 / 400	
6	90	Qd / Qd	350 / 400	Qd / Qd	350 / 350	Grau de redução = 2:1
7	90	Qd / Qd	350 / 350	Qd / Qd	350 / 350	Acerto de bitola Qd / Qd
8	45	Diagonal Qd / Qd	480 / 480	Oit / Diagonal Qd	415 / 480	
9	90	Oit / Diagonal Qd	415 / 480	Oit / Oit	415 / 415	
10	45	Oit / Oit	415 / 415	Oit / Oit	350 / 415	
11	90	Oit / Oit	350 / 415	Oit / Oit	350 / 350	
12	90	Oit / Oit	350 / 350	Oit / Oit	350 / 350	Acerto de bitola Oit / Oit
13	45	Oit / Oit	350 / 350	Qd / Oit	250 / 350	
14	90	Qd / Oit	250 / 350	Qd / Qd	250 / 250	
15	90	Qd / Qd	250 / 250	Qd / Qd	250 / 250	Acerto de bitola Qd / Qd
16	45	Diagonal Qd / Qd	340 / 340	Oit / Diagonal Qd	250 / 340	
17	90	Oit / Diagonal Qd	250 / 340	Oit / Oit	250 / 250	
18	45	Oit / Oit	250 / 250	Oit / Oit	250 / 250	Grau de redução = 4:1
19	90	Oit / Oit	250 / 250	Oit / Oit	250 / 250	Acerto de bitola Oit / Oit

Tabela 9 – Plano de passes do forjamento com dispositivo de quatro bigornas 4DFD.

Passo	Giro (°)	Formato Entrada	Entrada (mm)	Formato Saída	Saída (mm)	Observação
1	0	Rd	500	Qd	450	Furo inicial = 50,0 mm
2	45	Diagonal Qd	515	Oit	450	
3	45	Oit	450	Qd	400	
4	45	Diagonal Qd	462	Oit	400	
5	45	Oit	400	Qd	350	
6	45	Diagonal Qd	402	Oit	350	Grau de redução = 2:1
7	45	Oit	350	Qd	300	
8	45	Diagonal Qd	345	Oit	300	
9	45	Oit	300	Qd	250	
10	45	Diagonal Qd	285	Oit	250	Grau de redução = 4:1

Os formatos de entrada e saída estão abreviados, sendo redondo (Rd), quadrado (Qd) e oitavado (Oit). As entradas e saídas das tabelas indicam respectivamente as bitolas no início e no fim de cada passe, em milímetros. As reduções por passe foram fixadas em 50 mm.

Para o forjamento convencional, Tabela 8, o giro da barra de um passe para outro foi de 45° ou 90°. Ao atingir o formato quadrado na saída, gira-se 45° no passe seguinte e forja-se a diagonal do quadrado aumentando-se assim a dimensão da entrada deste passe. A diagonal do quadrado na prática sempre é menor que o cálculo teórico com a fórmula do Pitágoras, porque os cantos apresentam-se arredondados, o que foi considerado nos planos de passes. A largura das 2 bigornas planas utilizadas ao longo de todo plano de passes do processo convencional foi igual a 450 mm e o

avanço da barra entre as bigornas (após cada redução de 50 mm) foi fixado em 300 mm. Estes parâmetros estão coerentes com o praticado pelos processos produtivos para aços e dimensões similares.

Para o forjamento com dispositivo 4DFD, Tabela 9, a largura das quatro bigornas utilizadas ao longo do plano de passes do processo foi igual a 320 mm do passe 1 até o 10. O giro da barra de um passe para outro foi de 45° e a redução de 50 mm foram mantidas ao longo de todos os passes. O conjunto 4DFD do experimento apresenta capacidade dimensional para entrada de tarugos de até 500 mm de seção transversal e fechamento (condição em que as quatro bigornas se tocam) de 250 mm (bitola mínima da barra forjada para este conjunto).

A quantidade de passes para o forjamento com o dispositivo 4DFD é menor que o convencional com 2 bigornas porque o processo com as quatro bigornas evita o alargamento ou expansão lateral da barra, facilitando o fluxo ao longo do comprimento, e, conseqüentemente, os acertos de bitola utilizados no processo convencional tornam-se desnecessários com o 4DFD. De fato, este é um dos principais benefícios do dispositivo 4DFD devido ao aumento da produtividade, conforme citado na literatura.^[12, 15]

O avanço da barra entre as bigornas foi fixado em 300 mm para os dois processos, convencional e 4DFD. O avanço de 300 mm corresponde à largura da bigorna em contato com a superfície da barra a ser deformada. Assim a razão da mordida de forja, ou seja, a razão da largura de contato das bigornas ($L = 300$ mm) pela seção inicial da barra de partida ($h_0 = \varnothing_e = 500$ mm), L / h_0 , foi igual a 0,6. A razão da mordida de forja igual a 0,6 está dentro do recomendado pela literatura: Rosenstock et al.^[9] recomendam mordida de forja maior ou igual a 0,5; Chun et al.^[29] observaram uma razão de 0,7 como desejável para o fechamento de vazios, sem mudanças significativas para valores acima deste.

No modelo experimental duas barras foram aquecidas a 1220°C durante 10 h em um forno com queimadores a gás natural, sem controle da atmosfera. Esta temperatura está coerente com a literatura, conforme SlńCZAK, J. et al.^[7]

Uma barra seguiu o plano de passes da Tabela 8 (forjamento convencional com 2 bigornas planas) e a outra o plano de passes da Tabela 9 (forjamento com

dispositivo de quatro bigornas 4DFD), ambas na prensa P3.000T. A terceira barra ficou de reserva frente a uma necessidade de repetir o experimento.

Para cada processo, a barra foi forjada inicialmente para o formato oitavado de 350 mm e, na sequência, metade do comprimento da barra foi forjado para o oitavado de 250 mm. O grau de redução do forjamento (área inicial da barra de partida dividida pela área da barra forjada) no “passe Oit 350” foi igual a 2:1 e no “passe Oit 250” foi igual a 4:1. O grau de redução igual a 3:1, ou maior, é o citado pela literatura ^[10] para o caldeamento de vazios, vindos de lingotes, após o forjamento, sendo a escolha destas duas dimensões forjadas relacionadas com um grau de redução menor (2:1) e outro maior (4:1), para avaliação do produto.

As Figuras 46, 47, 48 e 49 apresentam, respectivamente, fotografias das barras de partida na entrada da prensa P3.000T, durante o forjamento nos formatos oitavados de 350 mm, 250 mm e no final do forjamento.



Figura 46 – Fotografias das barras de partida na entrada da prensa P3.000T para o forjamento com 2 bigornas planas (esquerda) e com dispositivo 4DFD (direita).



Figura 47 – Fotografias das barras durante o forjamento no formato oitavado de 350 mm com 2 bigornas planas (esquerda) e com dispositivo 4DFD (direita).



Figura 48 – Fotografias das barras durante o forjamento no formato oitavado de 250 mm com 2 bigornas planas (esquerda) e com dispositivo 4DFD (direita).



Figura 49 – Fotografias das barras no final do forjamento com 2 bigornas planas (esquerda) e com dispositivo 4DFD (direita).

Os forjamentos do processo convencional de 2 bigornas em matriz aberta e com o dispositivo de quatro bigornas 4DFD foram comparados em relação ao tempo de forjamento, à temperatura final e à redução do tamanho do defeito para o fechamento de vazios.

Para avaliar o comportamento do fechamento do vazio na prática, as barras brutas dos dois processos, nos formatos oitavados de 350 mm e 250 mm, foram analisadas por meio de ensaios dimensional, ultrassom, metalográfico e medição do tamanho, área e formato dos vazios.

4.3.1. Especificações Utilizadas para os Ensaios

Utilizou-se a especificação ASTM A388/A388M – 19 [32] para a realização do ensaio de ultrassom nas duas barras forjadas do aço AISI 4145.

Por meio da técnica de ultrassom convencional, pulso-eco, via contato direto e transdutor K2–2MHz (Cristal Material Composto Ø 24mm), realizou-se o ensaio de

ultrassom ao longo das duas barras forjadas, sendo cada uma delas com bitolas oitavadas de 350 mm e 250 mm.

O ensaio foi realizado por ultrassom manual, pelo método de contato direto, utilizando metil celulose como acoplante. Tanto as calibrações de escala quanto as calibrações de sensibilidade foram realizadas nas barras em estudo, utilizando-se no mínimo um eco de fundo. A altura do eco de referência na tela do aparelho foi de no mínimo 40%. Para as curvas de referência de sensibilidade, foi utilizada a técnica DGS, que é uma técnica de dimensionamento que relaciona a amplitude do eco de um refletor com a de um fundo plano na mesma profundidade ou distância. DGS é um acrônimo para distância, ganho e tamanho. A varredura foi de 360° e a velocidade de no máximo de 150 mm/s ao longo das duas barras.

Em uma calibração na qual o nível de ruído é considerado alto, não se tem a distinção entre sinal bom e sinal ruim, impossibilitando identificar se há um eco de defeito em meio aos ecos da própria estrutura do material.

Em uma calibração onde o nível de ruído é considerado baixo, tem-se a distinção entre o sinal bom e o sinal ruim, sendo possível detectar um possível defeito. O material em estudo apresentou esta condição de ensaio, sendo possível identificar os defeitos internos, ou os vazios, objetos deste estudo.

O transdutor utilizado, K2–2MHz, apresentou-se adequado na relação entre o sinal e o ruído, quando calibrado para um nível de sensibilidade e registro de defeitos maior ou igual a Ø3,00 mm pela técnica DGS.

Utilizou-se a especificação ASTM E381 – 20 [33] para realizar a classificação macrográfica e a preparação dos corpos de prova das regiões de análise.

A classificação é realizada comparando-se as macrografias obtidas com o Quadro I, apresentado na Figura 50, para série graduada da segregação de três condições: sub superfície (S); meio raio (R); centro (C).

A preparação e ataque macrográfico dos corpos de prova deve ser feita na seguinte sequência: cortar amostras com espessura entre 5 mm e 20 mm na seção transversal; retificar e polir superfície com acabamento livre de risco, sem queima e com rugosidade máxima menor que 0,50 µm Ra; colocar os corpos de prova dentro dos cestos com a superfície a ser analisada voltada para cima; utilizar capelas, sistema de exaustão e recipientes plásticos resistentes aos ácidos; preparar solução

com os reagentes HCl e H₂O, com o volume de 1:1; controlar temperatura, entre 70°C e 80°C, por meio dos termopares; adicionar reagente até que os corpos de prova estejam totalmente imersos e com uma altura mínima de 25 mm acima da superfície de ataque; controlar o tempo, entre 15 min e 30 min, por meio do cronômetro com alarme; limpar as superfícies dos corpos de prova com esponja, água e sabão para remover os óxidos formados e secar com álcool e ar comprimido; proteger a superfície com óleo ou verniz para evitar oxidação; realizar a classificação.

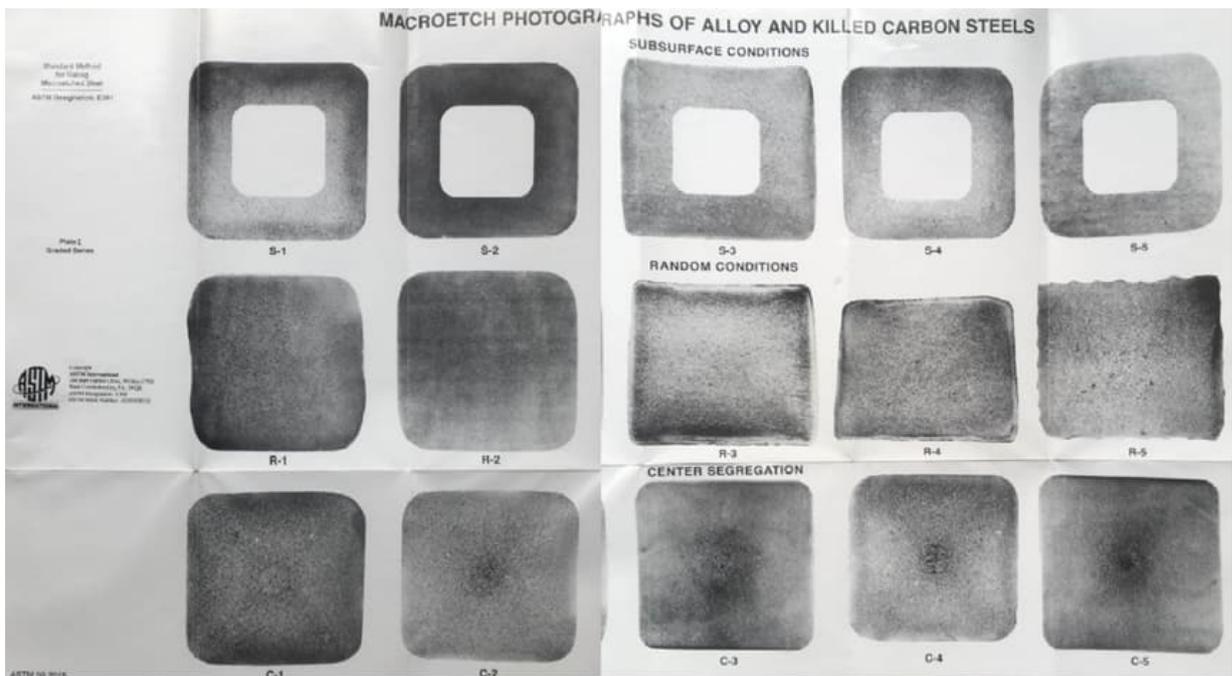


Figura 50 – “Quadro I” da especificação ASTM E381– 20 com série graduada da segregação de três condições: sub superfície (S); meio raio (R); centro (C). [33]

Utilizou-se a especificação ASTM E407 – 07 [34] para realizar o ataque micrográfico dos corpos de prova nas regiões de análise.

A preparação e ataque micrográfico dos corpos de prova deve ser feita na seguinte sequência: cortar as amostras em serra de disco, utilizando refrigeração líquida, de modo que as faces a serem examinadas fiquem planas e sem queimas; polir com lixa 100 (lixadeira de correia a seco), lixa 180 (lixadeira de pratos com água), lixa 400 (lixadeira de pratos com água), lixa 600 (lixadeira de pratos com água), polimento 6 µm e 1 µm (politriz metalográfica com pasta de diamante); garantir a remoção total da camada afetada pelo corte abrasivo; realizar ataque químico com o reagente Nital 4% (4 ml HNO₃ e 96 ml etanol) por imersão do corpo de prova na

solução durante 60 s em temperatura ambiente; agitar o corpo de prova dentro da solução para melhorar a condição de ataque; lavar o corpo de prova com água e sabão; secar a superfície imediatamente após a lavagem, utilizando álcool, papel higiênico e/ou um secador com jato de ar direcionado na superfície do corpo de prova de forma a evitar oxidação.

Utilizou-se a especificação ASTM E384 – 17 [35] para realizar as medições de microdurezas *Vickers* do material nas regiões de análise.

A preparação e medição das microdurezas dos corpos de prova deve ser feita na seguinte sequência: cortar as amostras em serra de disco, utilizando refrigeração líquida, de modo que as faces a serem examinadas fiquem planas e sem queimas; embutir corpo de prova; polir com lixa 100 (lixadeira de correia a seco), lixa 180 (lixadeira de pratos com água), lixa 400 (lixadeira de pratos com água), polimento até no mínimo 6 μm (politriz metalográfica com pasta de diamante); utilizar durômetro da marca *Struers Duramin-40*; realizar inicialmente verificação com um bloco padrão comercial de dureza aproximada à do material a ser avaliado; checar a mesa de apoio do corpo de prova para garantir que não está danificada, se não existe material estranho ou se há folga nas partes móveis; utilizar o mesmo penetrador que será utilizado para os testes; colocar o bloco padrão sobre a mesa; acionar a objetiva que será utilizada para leitura da impressão; selecionar a microdureza *Vickers* e carga do bloco padrão; selecionar a objetiva (2,5X, 100X ou 500X) e focar a região do ensaio; medir microdurezas no bloco padrão; se as microdurezas estiverem dentro do especificado, retirar o bloco padrão e colocar o corpo de prova sobre a mesa; verificar se está perpendicular ao eixo do indentador e direção de aplicação da carga; repetir mesmo procedimento para a medição de microdureza do bloco padrão; para medir microdurezas em regiões de fases, diferentes microestruturas ou constituintes isolados, realizar um ataque micrográfico para realçar a região de interesse; o tempo da aplicação inicial da carga até a carga total não deve exceder 10 s; ao atingir a carga total, aplicá-la por um tempo entre 10 s e 15 s.

5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

5.1. Modelo Numérico

Os resultados do modelo numérico obtidos por meio de simulações pelo MEF com o *software* DEFORMTM-3D [26] estão representados nas Figuras 51 a 81, nas quais comparam-se as saídas das posições fixas comuns aos dois processos de forjamento, o convencional com 2 bigornas e o com o dispositivo de quatro bigornas 4DFD, a citar: geometria tridimensional (3D) obtida, dimensão do vazio, tensão hidrostática, deformação efetiva, deformação de von Mises, deformação total direcional Y e Z, comportamento do fechamento do vazio (*Q*-valor) e fluxo do material.

As posições fixas comuns aos dois processos de forjamento foram: no passe 1; no passe em que a barra atinge o formato oitavado de 350 mm (grau de redução igual a 2:1); e no último passe quando a barra atinge o oitavado de 250 mm (grau de redução igual a 4:1).

Antes do “passe 1” tem-se a modelagem obtida pelo DEFORMTM-3D [26] com a malha da furação inicial, Figura 51.

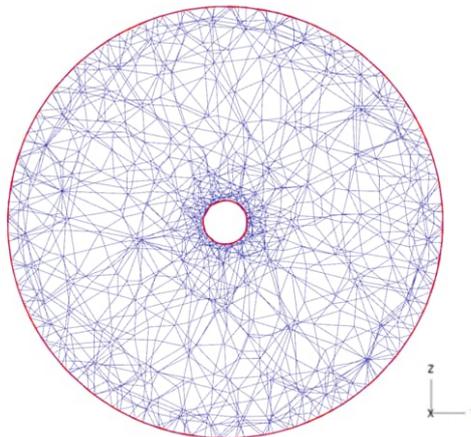


Figura 51 – Modelagem obtida pelo DEFORMTM-3D [26] com a malha da furação inicial, com 50 mm de diâmetro interno passante e 500 mm de diâmetro externo.

Ao final do “passe 1”, Figura 52, a barra do processo convencional (a) com 2 bigornas planas apresentou-se com formato plano somente nas duas faces deformadas, enquanto todas as quatro faces estão planas na barra deformada com o dispositivo 4DFD (b).

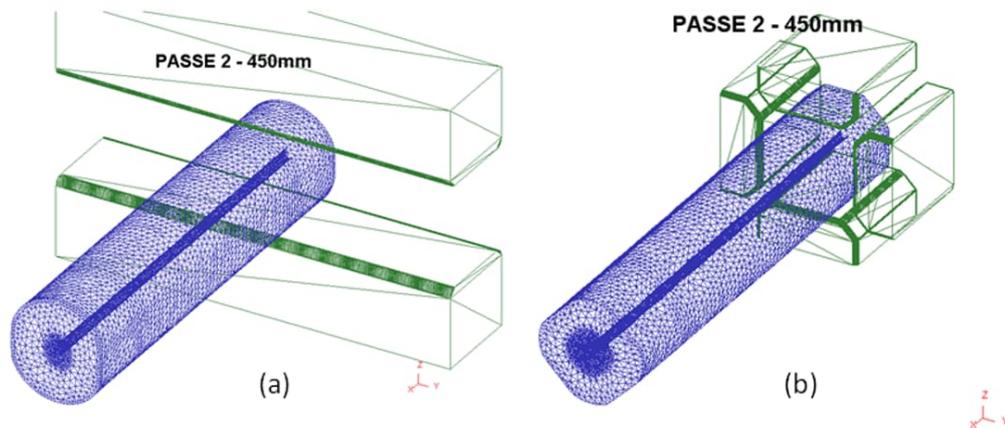


Figura 52 – Geometria 3D no “passe 1”: (a) 2 bigornas, 2 faces deformadas planas; (b) 4DFD, 4 faces deformadas planas.

O formato do vazio, Figura 53, acompanhou o comportamento da geometria externa das barras ao final do “passe 1”, ficando ovalizado na barra forjada com 2 bigornas planas (a) e arredondado na barra deformada com o dispositivo 4DFD (b).

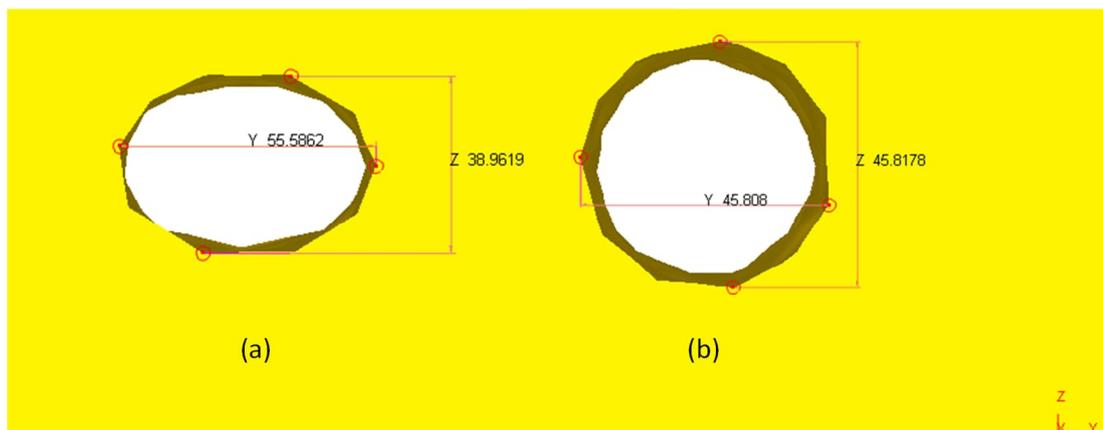


Figura 53 – Dimensão e formato do vazio no “passe 1”: (a) 2 bigornas, ovalizado; (b) 4DFD, arredondado.

Observa-se também que o tamanho do vazio original, 50 mm de diâmetro e área igual a 1.963 mm², foi reduzido para as duas barras conforme dimensões, em mm, indicadas na Figura 53, sendo as áreas encontradas iguais a 1.703 mm² para o processo com 2 bigornas (redução e área do vazio igual a 13%) e 1.647 mm² para o dispositivo 4DFD (redução e área do vazio igual a 16%). Para o processo com 2

bigornas, a redução da área do vazio foi calculada utilizando a fórmula da elipse. E para o dispositivo 4DFD calculou-se a área reduzida utilizando a fórmula do círculo.

A tensão hidrostática ² no “passe 1” está apresentada na Figura 54, onde é interessante observar que ao redor do vazio, no forjamento com 2 bigornas (a), há tensões de tração (valores positivos nas cores amarelo e verde) e de compressão (valores negativos nas cores azul e azul escuro), ao passo que no 4DFD (b) há somente tensões de compressão (valores negativos na cor azul turquesa).

Corroborando com o apresentado na Figura 53, observa-se na Figura 54 (a) que o formato do vazio ficou ovalizado no forjamento após o “passe 1” com 2 bigornas, o que está relacionado com as tensões hidrostáticas, ou seja, onde apareceram tensões de tração (direção Z) a dimensão do vazio aumentou na direção Y. Enquanto no 4DFD as tensões de compressão levaram à redução do vazio nas direções Y e Z.

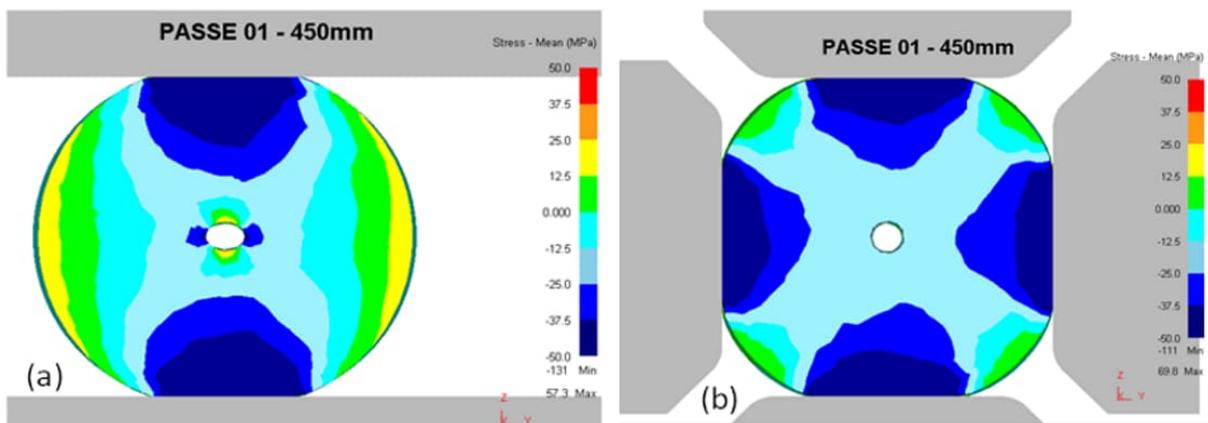


Figura 54 – Tensão hidrostática no “passe 1”: (a) 2 bigornas, tensões de tração (valores positivos nas cores amarelo e verde) e de compressão (valores negativos nas cores azul e azul escuro); (b) 4DFD, tensões de compressão (valores negativos na cor azul turquesa).

A deformação efetiva ³, Figura 55, está relacionada com todas as tensões presentes neste processo de forjamento, ou seja, as tensões de tração e compressão. É importante lembrar que os dois processos se encontram no “passe 1” e que neste momento observa-se uma deformação efetiva maior para o 4DFD (cor azul turquesa no centro e meio raio, além da cor verde próxima das bigornas), estando bem

² A tensão hidrostática é o resultado da média das tensões de tração e compressão [2, 37], equação (28), então os valores positivos indicam resultantes trativas, enquanto os negativos são resultantes compressivas. [1]

³ A deformação efetiva é a somatória de todas as deformações em todos os eixos X, Y e Z, equação (35). [2, 37]

distribuída ao longo de toda seção transversal, enquanto, no forjamento com 2 bigornas, a maior deformação efetiva localizou-se somente na faixa central (cores azul turquesa e azul na direção Z).

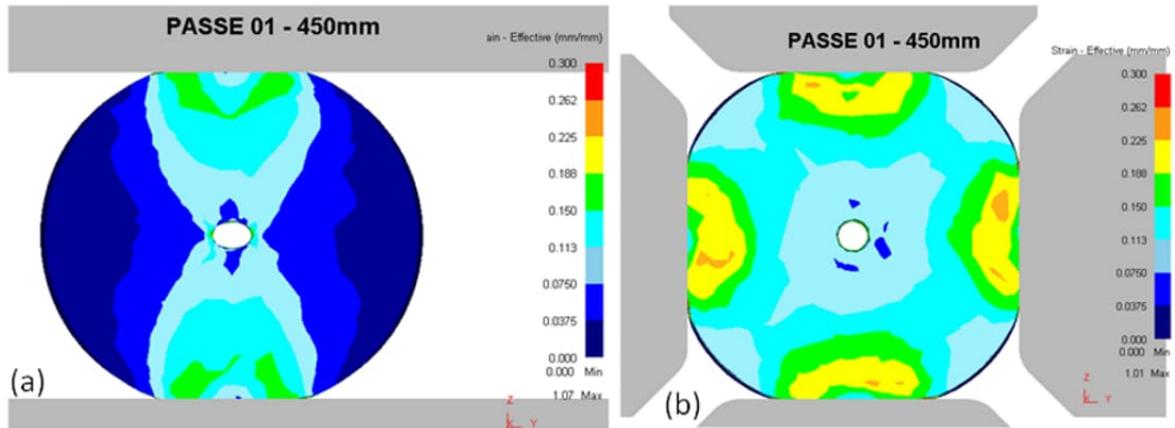


Figura 55 – Deformação efetiva no “passe 1”: (a) 2 bigornas, a maior deformação efetiva localizou-se somente na faixa central (cores azul turquesa e azul na direção Z); (b) 4DFD, deformação efetiva distribuída ao longo de toda seção transversal (cor azul turquesa no centro e meio raio, além da cor verde próxima das bigornas).

A deformação de von Mises, Figura 56, ao ser calculada, anula uma deformação quando o dimensional da barra em conformação retorna a uma dimensão original [2, 37]. Assim, como no “passe 1” isto ainda não aconteceu, a saída numérica da deformação de von Mises é muito próxima à da deformação efetiva. De fato, as Figuras 55 e 56 apresentam-se semelhantes.

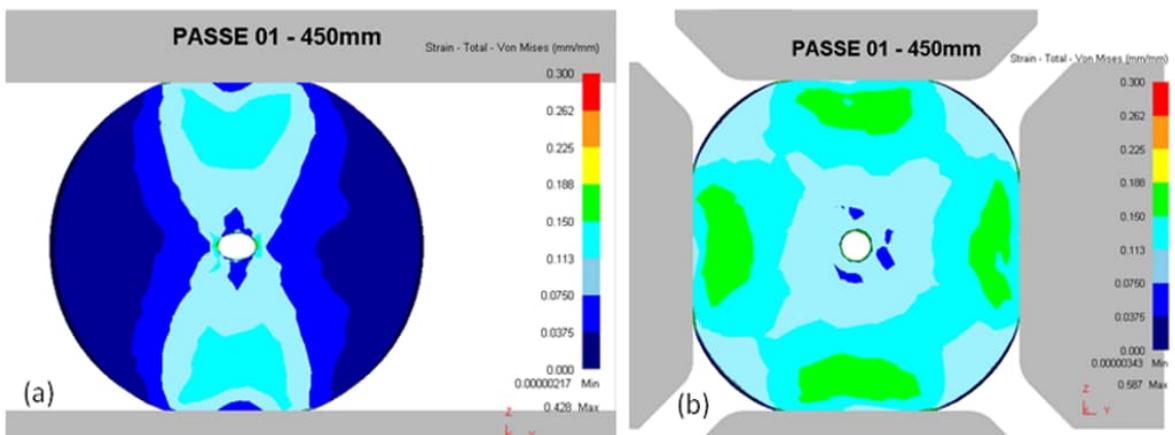


Figura 56 – Deformação de von Mises no “passe 1”: (a) 2 bigornas, a maior deformação efetiva localizou-se somente na faixa central (cores azul turquesa e azul na direção Z); (b) 4DFD, deformação efetiva distribuída ao longo de toda seção transversal (cor azul turquesa no centro e meio raio, além da cor verde próxima das bigornas).

Para a deformação total direcional Y ⁴, Figura 57, observa-se maior presença das deformações negativas (cor azul turquesa) em torno do vazio no 4DFD e pequena resultante de deformações positivas (cor verde), resultando numa maior quantidade das tensões de compressão pelo forjamento em quatro direções.

Ao passo que no processo com 2 bigornas planas houve somente deformações positivas (cores verde e amarelo) em torno do vazio, resultantes da maior quantidade das tensões de tração do forjamento convencional na direção Y.

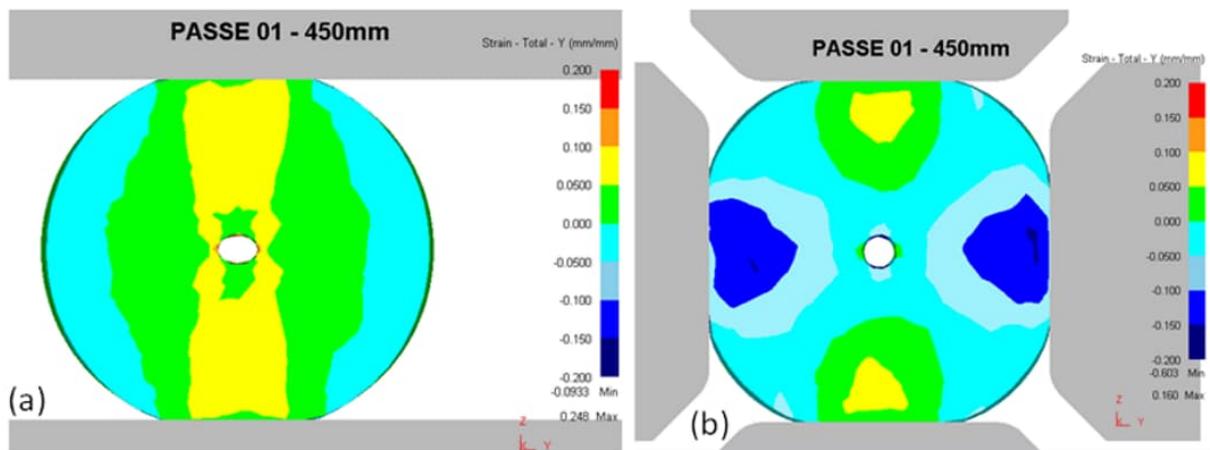


Figura 57 – Deformação total direcional Y no “passe 1”: (a) 2 bigornas, somente deformações positivas (cores verde e amarelo) em torno do vazio; (b) 4DFD, maior presença das deformações negativas (cor azul turquesa) em torno do vazio e pequena resultante de deformações positivas (cor verde).

Para a deformação total direcional Z ⁵, Figura 58, repetiu-se no processo com o dispositivo 4DFD o comportamento observado na direção Y, com a maior presença das deformações negativas em torno do vazio. Mas, as pequenas resultantes das deformações positivas (cor verde) mudam de sentido para a direção Z quando comparadas a estas resultantes na direção Y da Figura 57.

No processo com 2 bigornas, as resultantes das deformações, que eram tratativas na direção Y, Figura 57, passam a ser somente compressivas (cores azul turquesa e azul) em torno do vazio na direção Z, Figura 58.

⁴ A deformação total direcional Y isola as deformações cisalhantes de escoamento na seção transversal no sentido paralelo ao das bigornas inferior e superior, equação (37). [2, 37]

⁵ A deformação total direcional Z isola as deformações cisalhantes na seção transversal no sentido perpendicular das bigornas inferior e superior, equação (38). [2, 37]

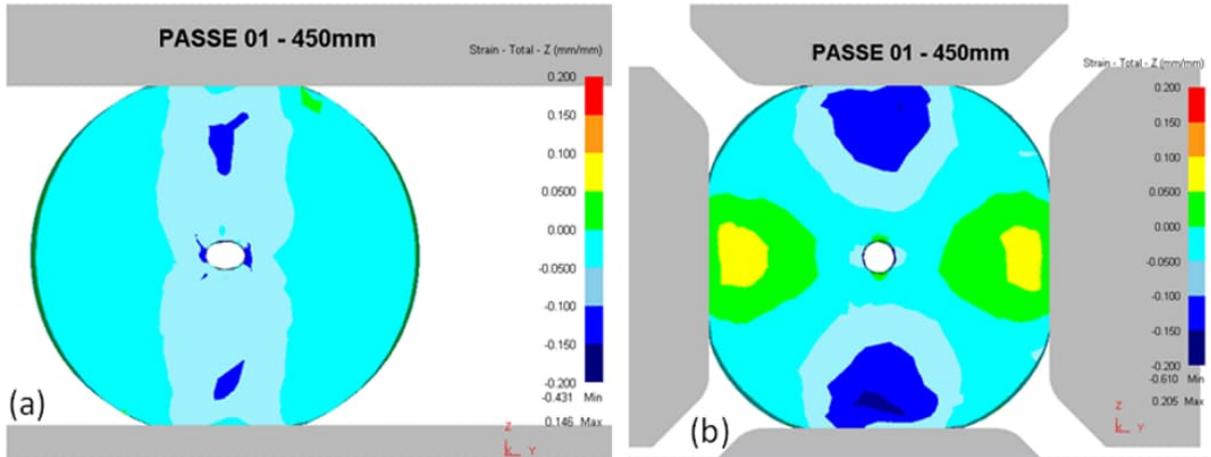


Figura 58 – Deformação total direcional Z no “passo 1”: (a) 2 bigornas, as resultantes das deformações, que eram trativas na direção Y da Figura 57, passam a ser somente compressivas (cores azul turquesa e azul) em torno do vazio na direção Z; (b) 4DFD, maior presença das deformações negativas (cor azul turquesa) em torno do vazio, mas, as pequenas resultantes das deformações positivas (cor verde) mudam de sentido para direção Z quando comparadas às resultantes da direção Y da Figura 57.

O fluxo de material foi observado por meio da velocidade total dos nós dos elementos finitos. A Figura 59 mostra os vetores de velocidade, no 4DFD, o fluxo está condicionado para o interior da barra, enquanto no forjamento com 2 bigornas existe um fluxo que se inicia na direção Z e depois segue para as laterais na direção Y, o que explica a expansão lateral da barra observada no processo do forjamento convencional.

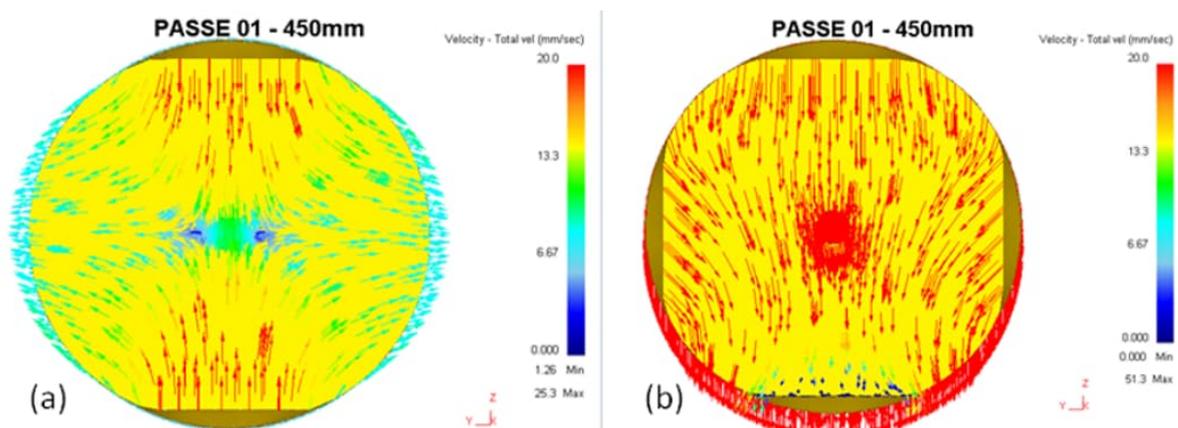


Figura 59 – Fluxo do material no “passo 1”: (a) 2 bigornas, fluxo inicia-se na direção Z e depois segue para as laterais na direção Y; (b) 4DFD, fluxo condicionado para o interior da barra.

O resultado encontrado no “passe 1” era o esperado conforme a literatura. Banaszek et al. [20] utilizaram simulações de elementos finitos para uma análise estatística e validação experimental, onde demonstraram que o fechamento de vazios é aprimorado quando se utiliza matrizes côncavas nos estágios iniciais. Zhang et al. [19] também confirmam que as matrizes com formatos côncavos são melhores para o fechamento de vazios. O efeito positivo das matrizes côncavas, em comparação com as planas, resulta de um estado de triaxialidade de tensões mais compressivas no centro dos tarugos.

O processo com o dispositivo 4DFD, assim como as matrizes côncavas, promovem maiores tensões de compressão quando comparado ao forjamento convencional com 2 bigornas. De fato, a redução de área do vazio foi maior para o 4DFD, igual a 16%, do que no processo com 2 bigornas, igual a 13%, neste início de forjamento.

A Figura 60 apresenta a geometria 3D no oitavado de 350 mm (Oit 350 mm), grau de redução igual a 2:1, correspondendo ao final do “passe 12” do processo convencional com 2 bigornas planas e do “passe 6” no forjamento com o dispositivo 4DFD. As barras apresentaram formatos semelhantes com oitavados, respectivamente, entre: (a) 354 mm e 368 mm por 3.687 mm de comprimento; (b) 357 mm e 366 mm por 3.879 mm.

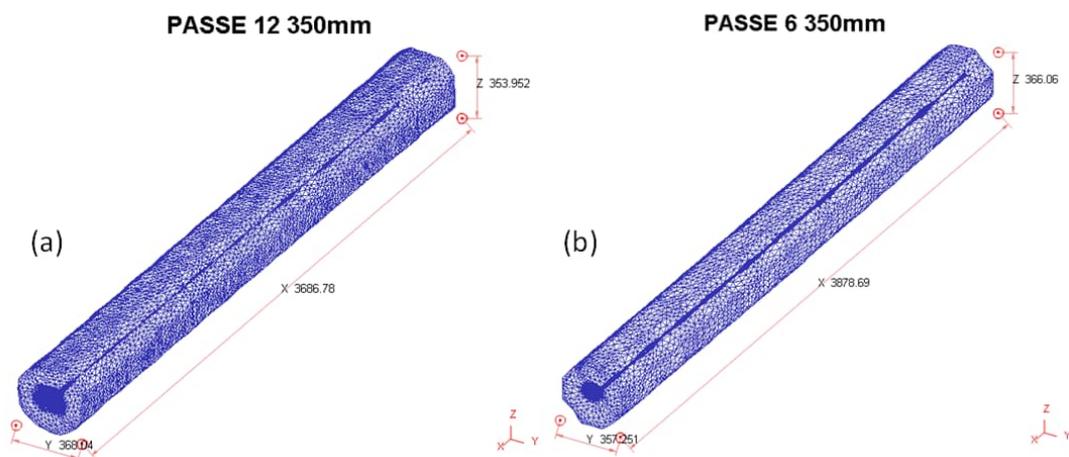


Figura 60 – Geometria 3D no “passe Oit 350 mm”: (a) 2 bigornas, 354 mm e 368 mm por 3.687 mm de comprimento; (b) 4DFD, 357 mm e 366 mm por 3.879 mm.

A Figura 61 mostra uma fatia representativa da região do vazio de cada barra. Para o cálculo da redução de área foram utilizadas 30 fatias espaçadas igualmente

ao longo de cada barra. Foram calculadas as áreas das seções dos vazios e o resultado médio de cada processo está apresentado nas tabelas da Figura 61.

Observa-se que a redução de área do vazio foi maior para o forjamento com 2 bigornas (96%) do que com o dispositivo 4DFD (88%).

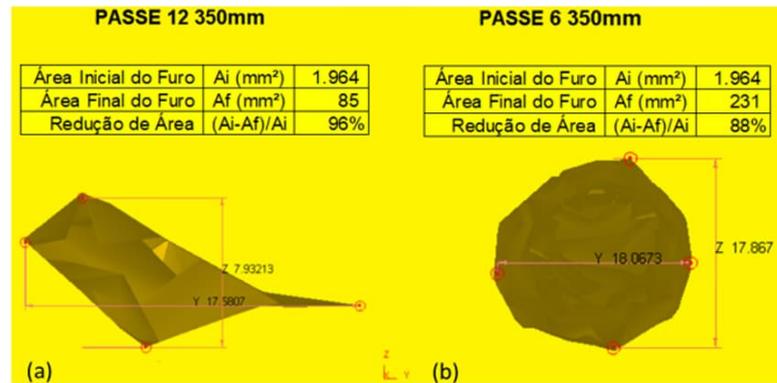


Figura 61 – Dimensão do vazio (furo) “passe Oit 350 mm”: (a) 2 bigornas, redução de área do vazio igual a 96%; (b) 4DFD, redução de área do vazio igual a 88%.

A tensão hidrostática ⁶, apresentada na Figura 62, indica a média das tensões de compressão e de tração para os dois processos em estudo [2, 37]. Ou seja, quanto mais negativa a resultante, melhor para o fechamento do vazio. Bem ao redor do vazio, localizado no centro de cada barra na figura, verificou-se tensões de compressão nos dois processos.

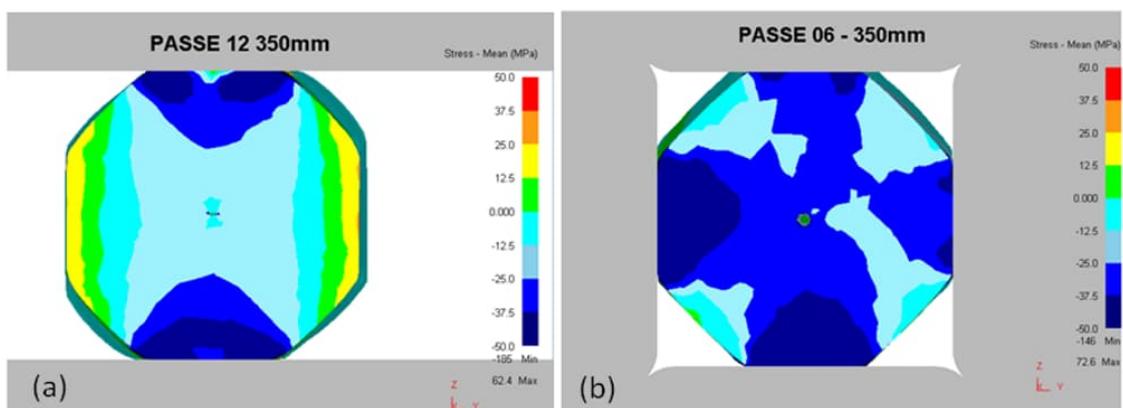


Figura 62 – Tensão hidrostática no “passe Oit 350 mm”: (a) 2 bigornas, tensões de compressão intermediárias (cores azul e azul claro); (b) 4DFD, tensões de compressão mais elevadas (cores azul e azul escuro).

⁶ A tensão hidrostática é o resultado da média das tensões de tração e compressão [2, 37], equação (28), então os valores positivos indicam resultantes trativas, enquanto os negativos são resultantes compressivas. [1]

No processo 4DFD as tensões de compressão mostraram-se mais elevadas (cores azul e azul escuro) do que no forjamento com 2 bigornas (cores azul e azul claro), além da presença de pequena resultante de tensão de tração (cor amarelo).

Observa-se ainda, na seção como um todo, que as resultantes compressivas (azul e azul escuro) da tensão hidrostática mantiveram-se elevadas e em maior proporção para o 4DFD, o que deveria representar uma redução de área maior. Porém, não foi isto que ocorreu, ficando a área do vazio maior para o processo 4DFD do que a área do vazio do processo com 2 bigornas, conforme descrição dos resultados da Figura 61, ao se atingir o formato oitavado de 350 mm.

Isto difere do encontrado na literatura por Banaszek et al. [20] e Zhang et al. [19] que citam que maiores tensões de compressão são melhores para o fechamento de vazios, indicando a importância de uma análise mais abrangente, considerando outros parâmetros resultantes do processo de deformação plástica, conforme previsto nesta dissertação.

O resultado da Figura 63 mostra que o processo de forjamento com o dispositivo 4DFD apresentou deformação efetiva menor que o forjamento convencional com 2 bigornas.

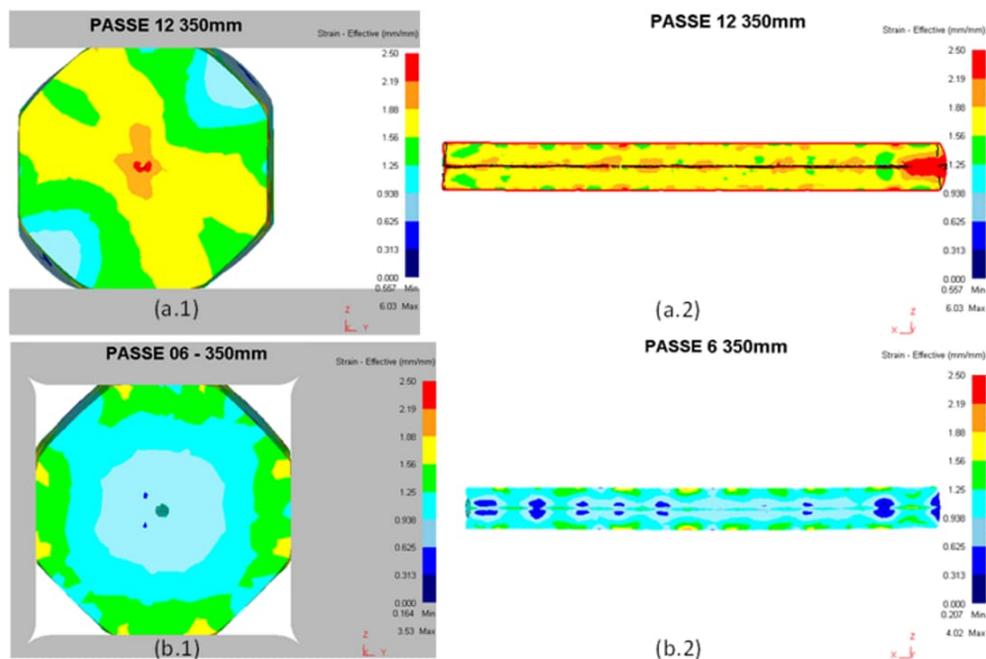


Figura 63 – Deformação efetiva no “passo Oit 350 mm”: (a.1) 2 bigornas corte transversal e (a.2) corte longitudinal, somatória elevada das deformações (cores amarelo, laranja e vermelho); (b.1) 4DFD corte transversal e (b.2) corte longitudinal, somatória menor das deformações (cores azul, azul claro e azul turquesa).

O principal motivo desse resultado é que no 4DFD executou-se um menor número de passes, igual a seis, enquanto no convencional foram necessários doze passes para atingir o oitavado de 350 mm. No forjamento convencional, os passes adicionais são justamente para corrigir o alargamento lateral da barra e assim aumenta-se a deformação efetiva. Este resultado é muito interessante porque revela que o fechamento de vazios durante o forjamento em matriz aberta possui uma forte dependência da deformação efetiva, apresentando-se inclusive mais importante que as forças compressivas da tensão hidrostática discutidas sobre a Figura 62, onde não se observou uma maior redução de área do vazio para o 4DFD, mesmo estas resultantes sendo maiores.

De fato, a literatura [10, 16] cita que: o grau de redução maior que 3:1 deve ser aplicado para caldear os vazios no forjamento; o grau de redução percentual relativo por passe de forjamento varia entre 10% e 40%; grandes graus de deformações, nos primeiros passes, são preferíveis para um melhor fechamento dos vazios.

A deformação de von Mises apresenta valores menores quando comparada com a deformação efetiva. De fato, a escala máxima apresentada na Figura 64 é igual a 1,00 mm/mm, enquanto na Figura 63 (deformação efetiva) chega-se a 2,50 mm/mm.

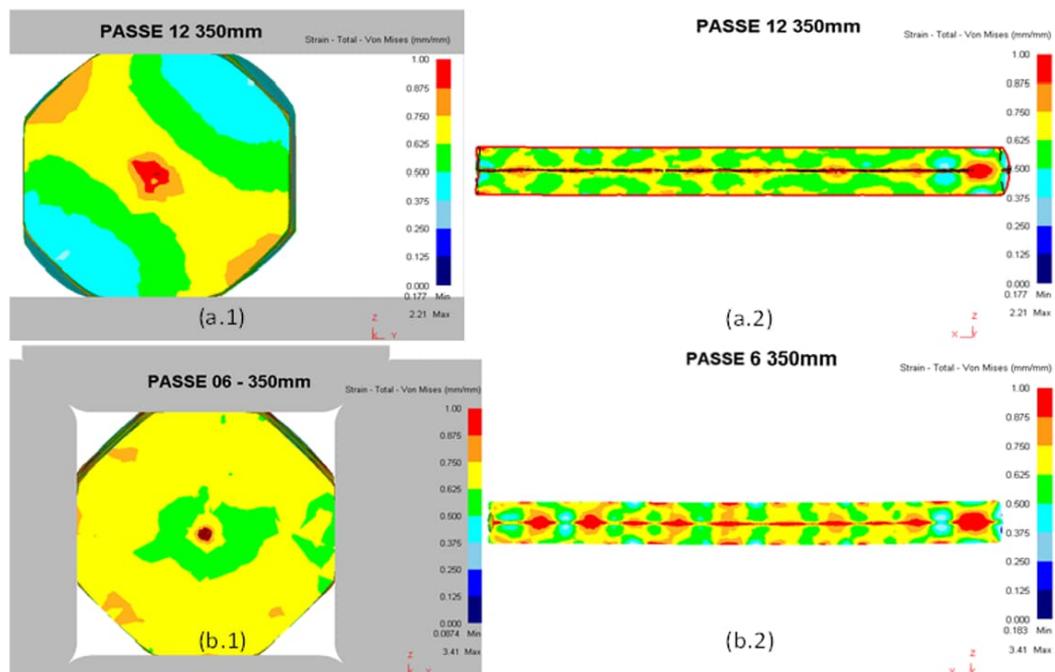


Figura 64 – Deformação de von Mises no “passo Oit 350 mm”: (a.1) 2 bigornas corte transversal e (a.2) corte longitudinal, deformações elevadas na região do vazio (cores vermelho e laranja); (b.1) 4DFD corte transversal e (b.2) corte longitudinal, deformações na região do vazio entre elevados (cores vermelho e laranja), intermediários (cores verde e amarelo) e baixos (cores azul turquesa e azul claro).

Comparando-se as Figuras 64 (a.1) e (b.1) observa-se que no corte transversal na região do vazio as deformações de von Mises foram mais elevadas (cores vermelho e laranja) para o forjamento convencional do que para o 4DFD (cores verde e amarelo). No corte longitudinal, comparando-se as Figuras 64 (a.2) e (b.2), os valores mantiveram-se elevados (cores vermelho e laranja), para o forjamento com 2 bigornas no centro da barra, e intermediários (cores verde e amarelo), fora do centro. Para o 4DFD houve valores intercalados entre elevados (cores vermelho e laranja), intermediários (cores verde e amarelo) e baixos (cores azul turquesa e azul claro), tanto para o centro, como fora do centro da barra.

Pela deformação de von Mises houve maior homogeneidade e deformações mais elevadas no forjamento convencional com 2 bigornas do que com o dispositivo 4DFD, revelando-se importante para uma maior redução do vazio. A literatura descreve que von Mises propôs o critério para o escoamento por energia de distorção, onde considera tensões normais principais e intermediárias [2, 37]. Assim, um maior número de passes para o processo convencional explica a maior redução do vazio.

A Figura 65 apresenta a deformação total direcional Y no “passo Oit 350 mm”.

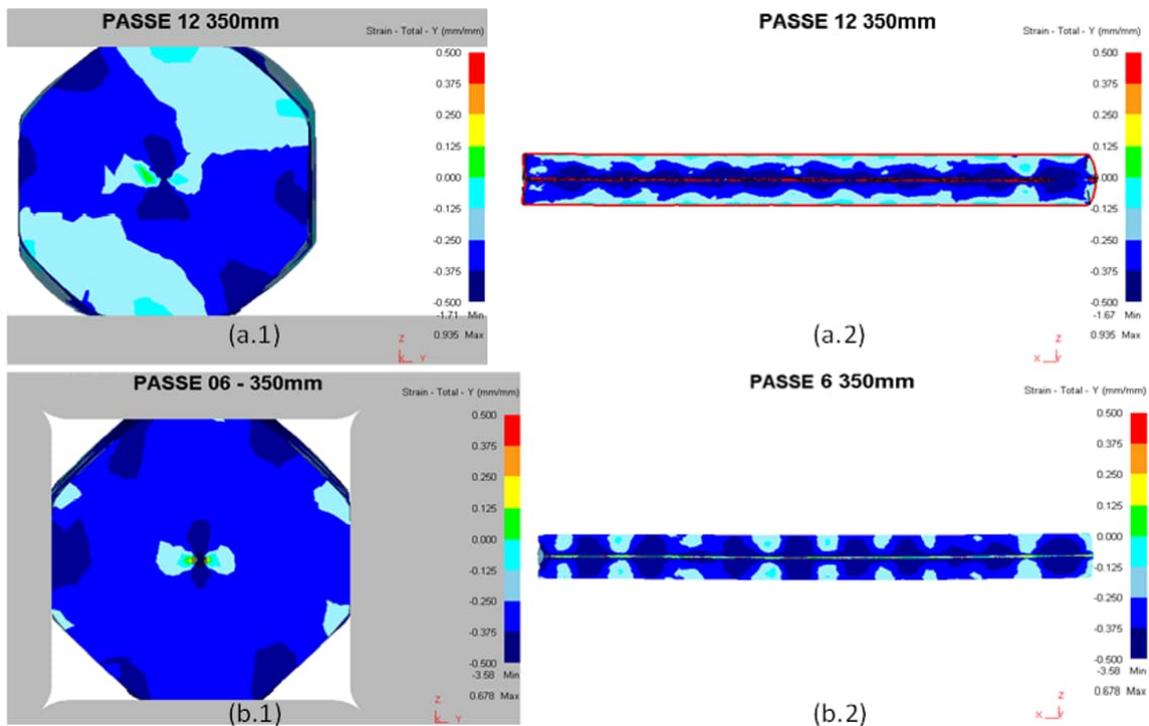


Figura 65 – Deformação total direcional Y “passo Oit 350 mm”: (a.1) 2 bigornas corte transversal e (a.2) corte longitudinal; (b.1) 4DFD corte transversal e (b.2) corte longitudinal; deformações compressivas negativas (cores azul escuro e azul claro) e uma pequena deformação trativa (cor amarela) foram semelhantes na região em torno do vazio para os dois processos.

Nas Figuras 65 (a.1) e (b.1) observa-se que no corte transversal na região do vazio as deformações compressivas negativas (cores azul escuro e azul claro) e uma pequena deformação trativa (cor amarela) foram semelhantes na região em torno do vazio para os dois processos. Fora do centro as resultantes compressivas são maiores para o processo 4DFD. Nas Figuras 65 (a.2) e (b.2) tem-se pelo corte longitudinal um resultado semelhante às deformações cisalhantes de compressão na seção transversal, porém a componente trativa apareceu mais acentuada (cor laranja) para o processo com 2 bigornas do que para o 4DFD (cor amarelo) na região central onde se encontra o vazio. Isto está de acordo com literatura [2, 37], uma vez que, por definição, a deformação total direcional Y isola as deformações cisalhantes de escoamento na seção transversal no sentido paralelo ao das bigornas inferior e superior, ou seja, considera-se somente o efeito de duas bigornas sobre a componente Y da deformação.

A Figura 66 apresenta a deformação total direcional Z no “passe Oit 350 mm”.

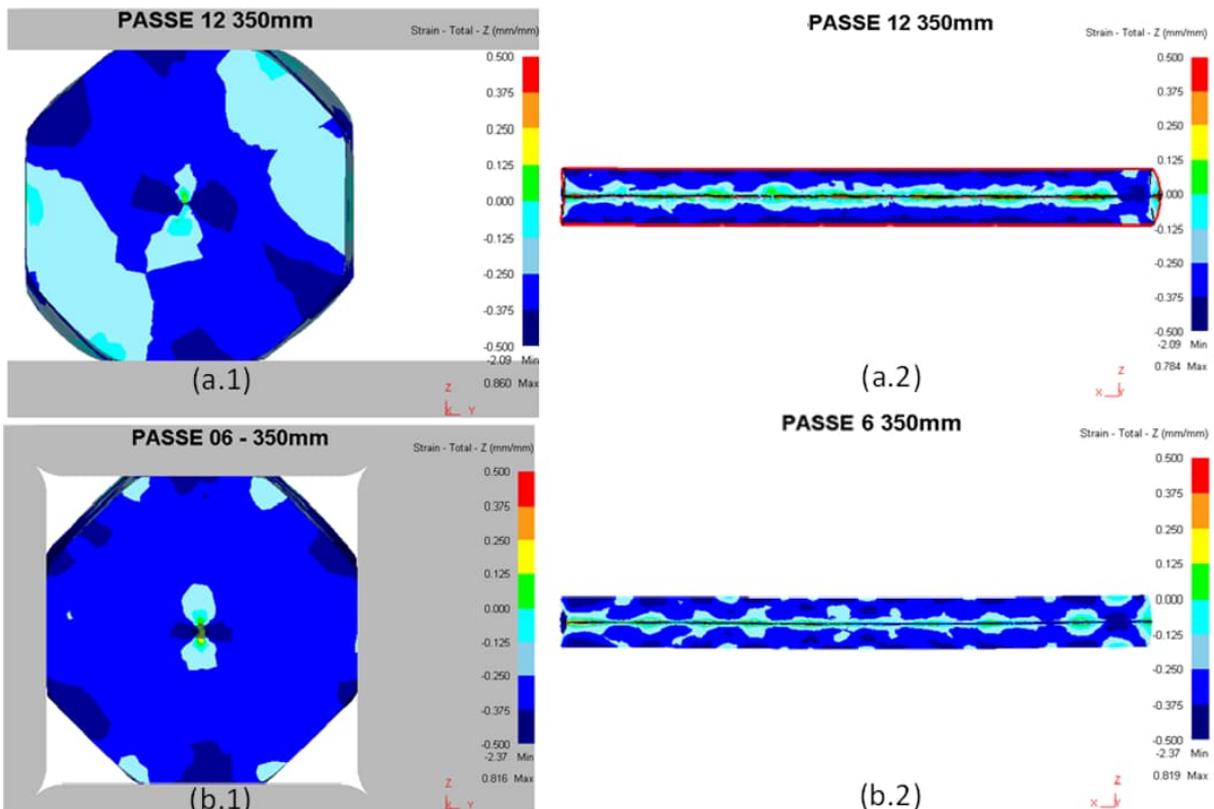


Figura 66 – Deformação total direcional Z “passe Oit 350 mm”: (a.1) 2 bigornas corte transversal e (a.2) corte longitudinal; (b.1) 4DFD corte transversal e (b.2) corte longitudinal; deformações compressivas negativas (cores azul, azul escuro e azul claro) e uma pequena deformação trativa (cor amarela) foram semelhantes na região em torno do vazio para os dois processos.

A deformação total direcional Z revela resultados semelhantes à deformação total direcional Y, onde nas Figuras 66 (a.1) e (b.1) observa-se deformações compressivas (cores azul, azul escuro e azul claro) e uma pequena deformação trativa (cor amarelo) para os dois processos. Houve apenas uma mudança de sentido das deformações compressivas, por exemplo, a região de cor azul escuro que estava na direção Z (Figura 65), passou para a direção Y (Figura 66). Isto corrobora com a literatura [2, 37], onde a deformação total direcional Z apenas muda a direção de estudo, quando comparada à deformação total direcional Y, isolando as deformações cisalhantes na seção transversal no sentido perpendicular das bigornas inferior e superior.

Nas Figuras 66 (a.2) e (b.2), pelo corte longitudinal, repete-se a similaridade dos resultados, porém com deformações compressivas menores (cores azul claro e azul turquesa) para os dois processos.

A Figura 67 apresenta os vetores de velocidade no “passe Oit 350 mm”, indicando o fluxo de material semelhante ao visto na Figura 59, ou seja, no 4DFD, o fluxo continuou condicionado para o interior da barra e no forjamento com 2 bigornas um fluxo lateral ainda mais acentuado do que observado “no passe 1”, o que é uma das justificavas para o formato do vazio achatado no forjamento convencional.

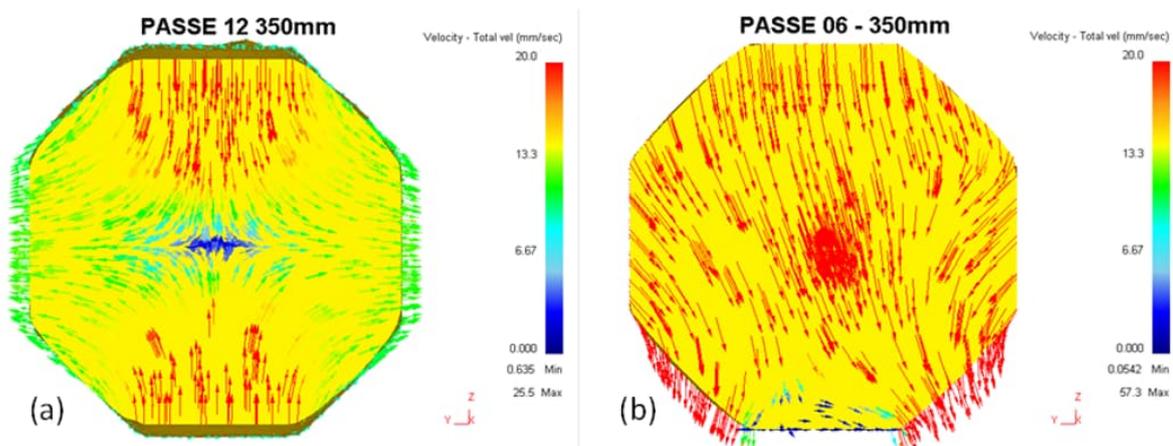


Figura 67 – Fluxo do material no “passe Oit 350 mm”: (a) 2 bigornas, fluxo inicia-se na direção Z e depois segue para as laterais na direção Y; (b) 4DFD, fluxo condicionado para o interior da barra.

A Figura 68 apresenta o parâmetro Q -valor, o qual mensura o comportamento do fechamento do vazio, com corte no sentido longitudinal para cada um dos processos.

O DEFORMTM-3D [26] está implementado como um critério de dano negativo, indicado na escala da figura como “*Damage*”, para representar o *Q*-valor. Enquanto na literatura [9, 21, 22, 23] os resultados são positivos devido ao sinal negativo no início da fórmula (41) que o transforma em positivo devido aos resultados negativos da tensão hidrostática de compressão. Assim, embora as figuras apresentadas nesta dissertação apresentem valores negativos, para efeito de análise dos resultados considerar-se-á o *Q*-valor absoluto, ou seja, positivo. Por conceito [26], quanto maior o valor absoluto, melhor para o fechamento do vazio.

Observa-se, na região do núcleo das barras, *Q*-valor maior para o forjamento com 2 bigornas, igual a 0,8 +/- 0,2 (cores verde e azul turquesa), do que para o 4DFD, com *Q*-valor igual a 0,4 +/-0,2 (cores laranja e amarelo).

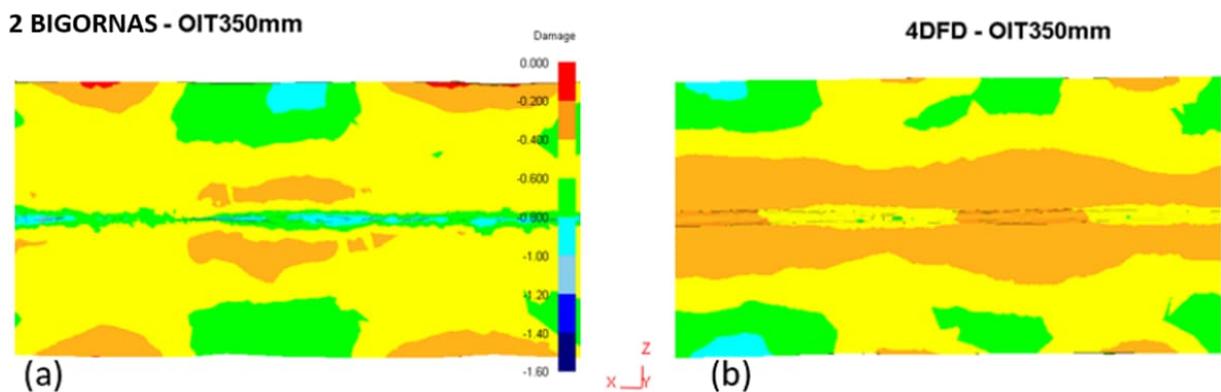


Figura 68 – Parâmetro *Q*-valor no “passe Oit 350 mm”: (a) 2 bigornas, valor igual a 0,8 +/- 0,2 (cores verde e azul turquesa); (b) 4DFD, valor igual a 0,4 +/-0,2 (cores laranja e amarelo).

As resultantes mais elevadas do *Q*-valor para o forjamento com 2 bigornas estão relacionadas com equação (41) [22], que será tanto maior quanto maior forem a tensão hidrostática e a deformação efetiva. Assim, o *Q*-valor sofreu maior influência da deformação efetiva do que da tensão hidrostática, resultando na maior redução da área do vazio para o forjamento convencional com 2 bigornas (96%) do que o 4DFD (88%).

Pelas saídas do modelo numérico (DEFORMTM-3D [26]) até o formato oitavado de 350 mm (grau de redução igual a 2:1), pode-se afirmar que as deformações efetivas (equação 35) e de von Mises (equação 34) foram mais importantes no forjamento convencional com 2 bigornas, consequência do maior número de passes de

forjamento, para garantir a redução de área do vazio em 96% por meio da somatória das deformações em todas direções (X, Y e Z), sendo estas relacionadas às tensões de compressão e tração.

Enquanto os resultados da tensão hidrostática, deformações total direcional Y (equação 37) e Z (equação 38) foram mais influentes no forjamento com o dispositivo de quatro bigornas 4DFD, para a redução de área do vazio para 88%, devido às maiores resultantes compressivas obtidas por este processo serem predominantes durante deformação.

A resultante mais elevada do Q -valor para o forjamento com 2 bigornas está coerente com o vazio mais próximo do fechamento neste processo, confirmando a maior influência da deformação efetiva e de von Mises. De acordo com a literatura, equação (41), o aumento do Q -valor é diretamente proporcional ao aumento da tensão hidrostática e deformação equivalente, indicando esta última ser a componente mais influente nesta etapa do processo.

A Figura 69 apresenta a geometria 3D no oitavado de 250 mm (Oit 250 mm), grau de redução igual a 4:1, correspondendo ao final do “passe 19” do processo convencional com 2 bigornas planas e do “passe 10” no forjamento com o dispositivo 4DFD.

Metade do volume de cada barra foi mantida no oitavado de 350 mm (medida nominal) e a outra metade forjada para o oitavado de 250 mm. As barras apresentaram formatos semelhantes com as seguintes medidas: (a) 250,08 mm por um comprimento de 3.231,2 mm; (b) 249,60 mm por um comprimento de 3.522,9 mm.

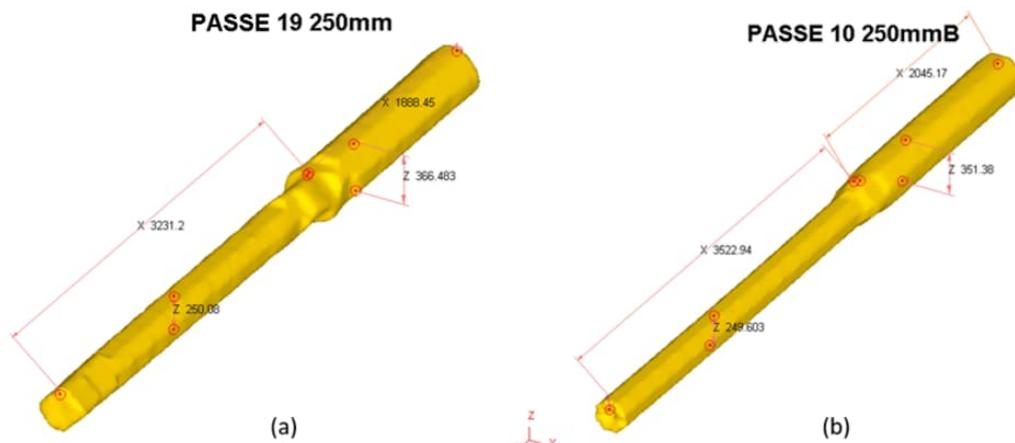


Figura 69 – Geometria 3D no “passe Oit 250 mm”: (a) 2 bigornas, 250,08 por 3.231,2 mm de comprimento; (b) 4DFD, 249,60 mm por 3.522,9 mm.

A Figura 70 apresenta o mapa de temperatura da superfície das barras na saída da prensa no oitavado de 250 mm para o modelo numérico.

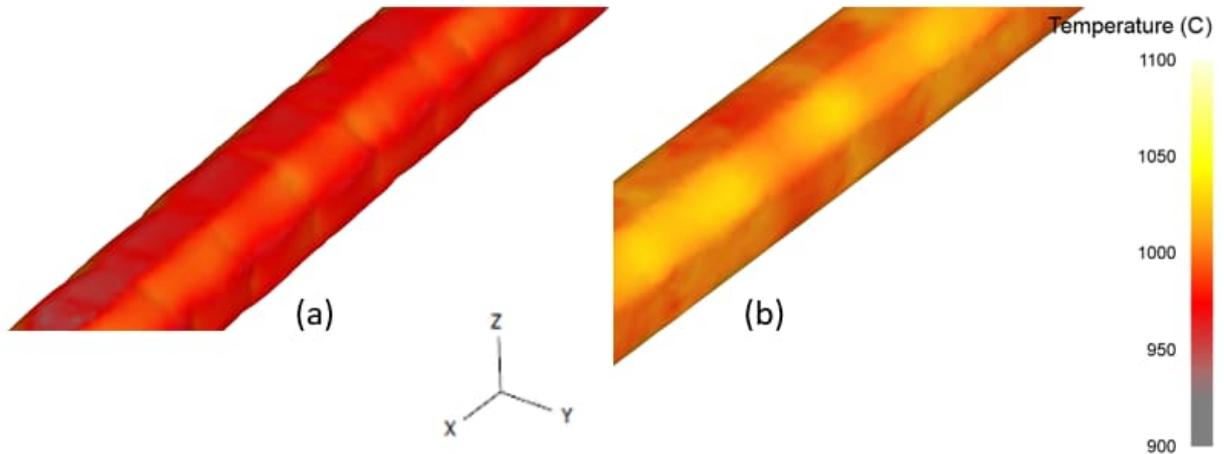


Figura 70 – Temperatura das barras “passe Oit 250 mm”: (a) 2 bigornas, 975°C (+/-25°C); (b) 4DFD, 1000°C (+/-25°C).

A Figura 71 apresenta o perfil térmico ao longo da seção transversal oitavada de 250 mm para os dois processos.

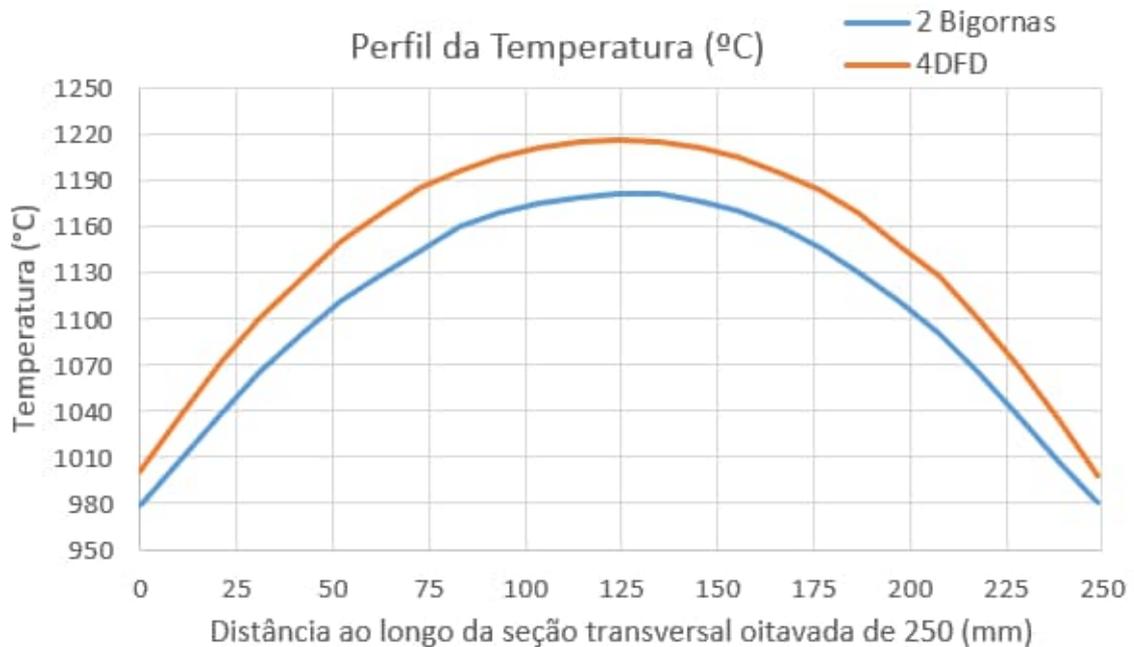


Figura 71 – Perfil térmico ao longo da seção transversal no “passe Oit 250 mm”: temperaturas mais baixas nas superfícies (0 e 250 mm) iguais a 979°C (2 bigornas) e 999°C (4DFD); temperaturas mais altas nos centros das barras (125 mm) iguais a 1181°C (2 bigornas) e 1217°C (4DFD).

A diferença de temperatura de 34°C (em média entre as duas curvas), mais alta para o processo 4DFD está coerente com o menor número de passes para atingir a bitola final e, conseqüentemente, menores tempos de forjamento e resfriamento.

A Figura 72 apresenta a remodelagem da malha da furação, obtida pelo DEFORM™-3D [26], ao final do último passe para os processos com 2 bigornas e 4DFD. A remodelagem da malha mostra o vazio apresentando tendência para o fechamento no formato achatado para o processo com 2 bigornas e arredondado no 4DFD, indicando coerência com a literatura [19] em função do estado de triaxialidade de tensões mais compressivas no centro das barras para o processo 4DFD.

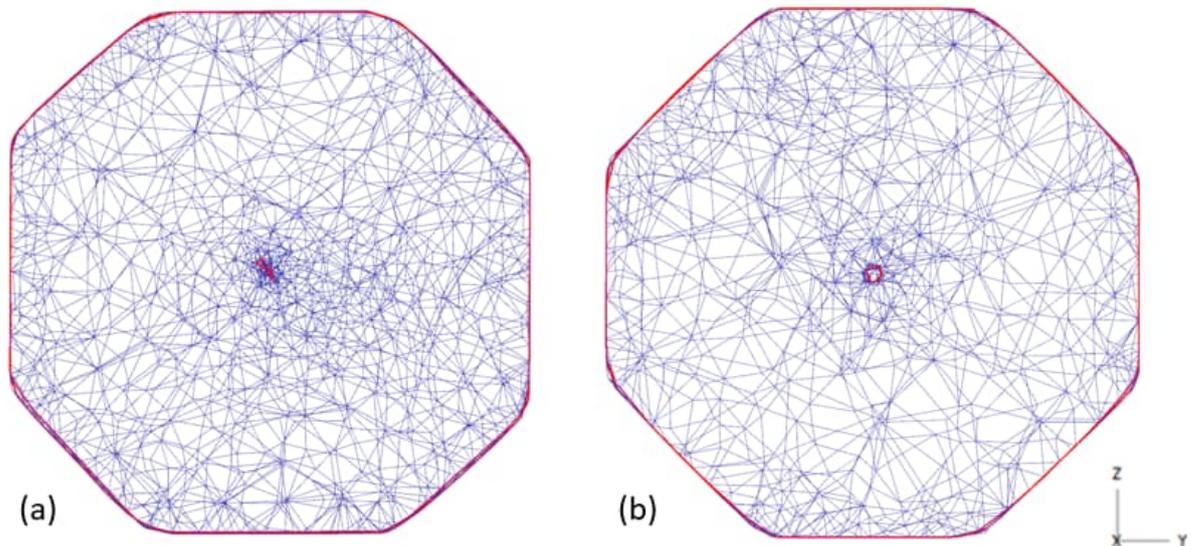


Figura 72 – Remodelagem da malha da furação ao final do último passe: (a) 2 bigornas; (b) 4DFD.

A Figura 73 mostra uma fatia representativa da região do vazio de cada barra na bitola de 250 mm. Para o cálculo da redução de área foram utilizadas 15 fatias espaçadas igualmente ao longo de cada barra. Foram calculadas as áreas das seções dos vazios e o resultado médio da área do vazio de cada processo está apresentado nas tabelas da Figura 73.

Observa-se que as reduções das áreas dos vazios: foram iguais a 99% para os dois processos; aumentaram quando comparadas às reduções de áreas dos vazios no “passe Oit 350 mm” (Figurar 57), cujos resultados foram 96%, no forjamento com 2 bigornas, e 88% com o dispositivo 4DFD.

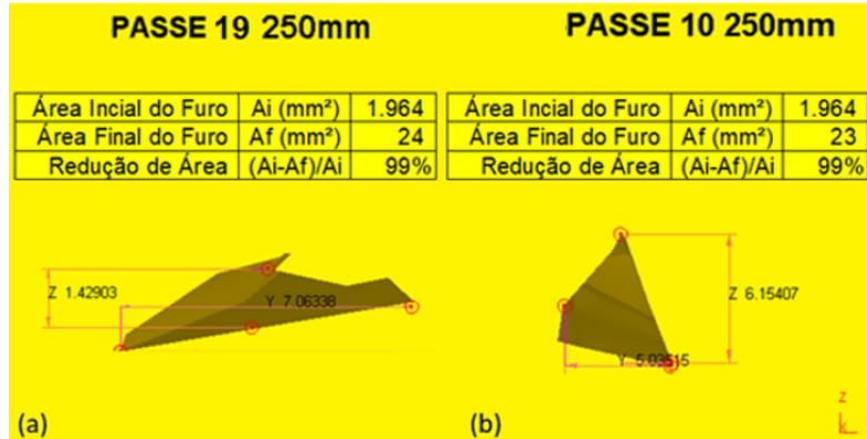


Figura 73 – Dimensão do vazio (furo) “passe Oit 250 mm”: (a) 2 bigornas, redução de área do vazio igual a 99%; (b) 4DFD, redução de área do vazio igual a 99%.

A Figura 74 apresenta a tensão hidrostática no “passe Oit 250 mm”.

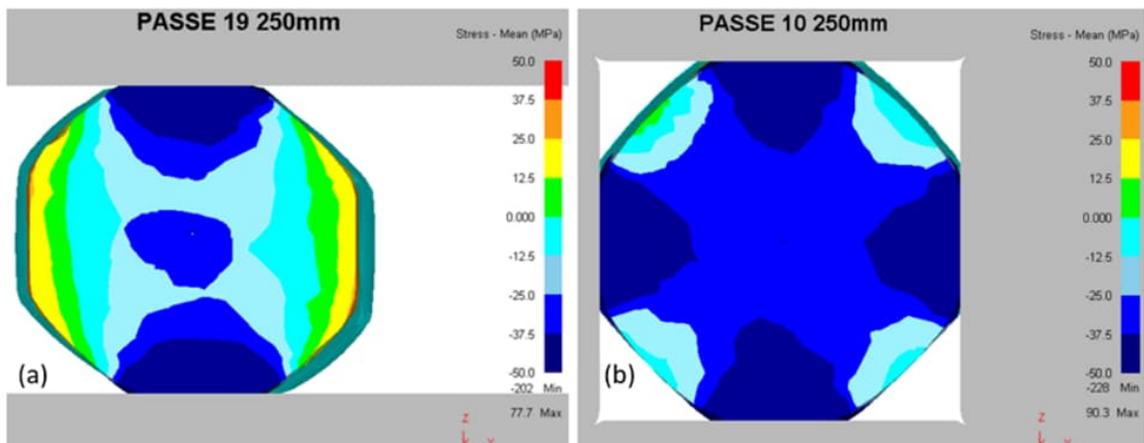


Figura 74 – Tensão hidrostática no “passe Oit 250 mm”: (a) 2 bigornas; (b) 4DFD; tensões de compressão similares (cor azul) nos dois processos ao redor do vazio.

Bem ao redor do vazio, localizado no centro de cada barra na Figura 74, verificou-se similaridade dos dois processos com tensões de compressão elevadas (cor azul), o que é benéfico para o fechamento do vazio. Na região fora do centro, as resultantes compressivas (azul e azul escuro) da tensão hidrostática mantiveram-se elevadas e homogeneamente distribuídas somente para o 4DFD. Com a redução de área do vazio igual a 99% para os dois processos, a tensão hidrostática foi importante neste resultado. Isto corrobora com a literatura ^[2, 37] que define a tensão hidrostática como a média das tensões de compressão e de tração, sendo melhor para o fechamento do vazio quanto mais negativa for.

O resultado da Figura 75 mostra que o processo de forjamento convencional com 2 bigornas apresentou deformação efetiva maior que o forjamento com o dispositivo 4DFD, o que está relacionado ao maior número de passes, igual a 19, no processo convencional com 2 bigornas, enquanto no processo 4DFD foram necessários 10 passes para atingir o oitavado de 250 mm.

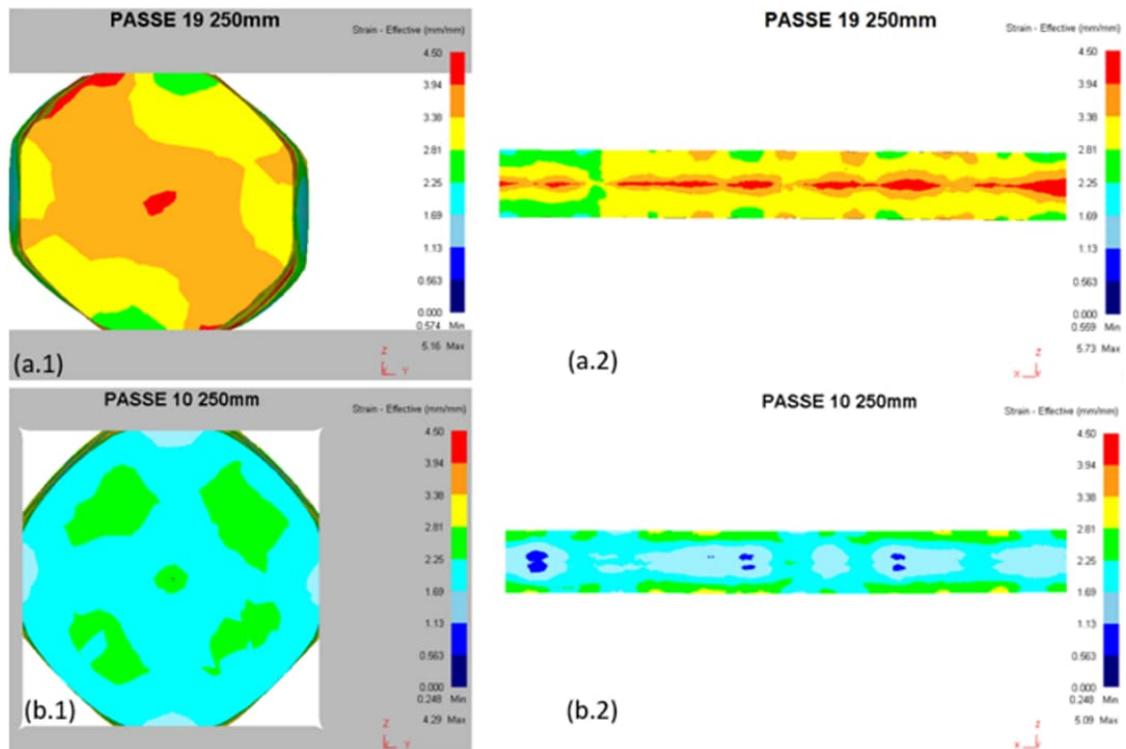


Figura 75 – Deformação efetiva no “passe Oit 250 mm”: (a.1) 2 bigornas corte transversal e (a.2) corte longitudinal; (b.1) 4DFD corte transversal e (b.2) corte longitudinal; forjamento convencional com 2 bigornas apresentou deformação efetiva maior que o forjamento com o dispositivo 4DFD.

A Figura 76 apresenta os perfis das deformações efetivas ao longo das seções transversais no “passe Oit 250 mm” relacionada à Figura 75 (a.1) e (b.1) dos processos 2 bigornas e 4DFD, respectivamente. Confirma-se graficamente valores maiores (1,3 mm/mm em média entre as duas curvas) para o processo convencional com 2 bigornas, o que está coerente com o maior número de passes para atingir a bitola final.

De fato, a literatura [2, 37] define a deformação efetiva como a somatória de todas as deformações em todos os eixos X, Y e Z, sem anular as negativas (compressivas) ou as positivas (trativas), mostrando a coerência da maior deformação efetiva para o forjamento com 2 bigornas devido ao maior número de passes.

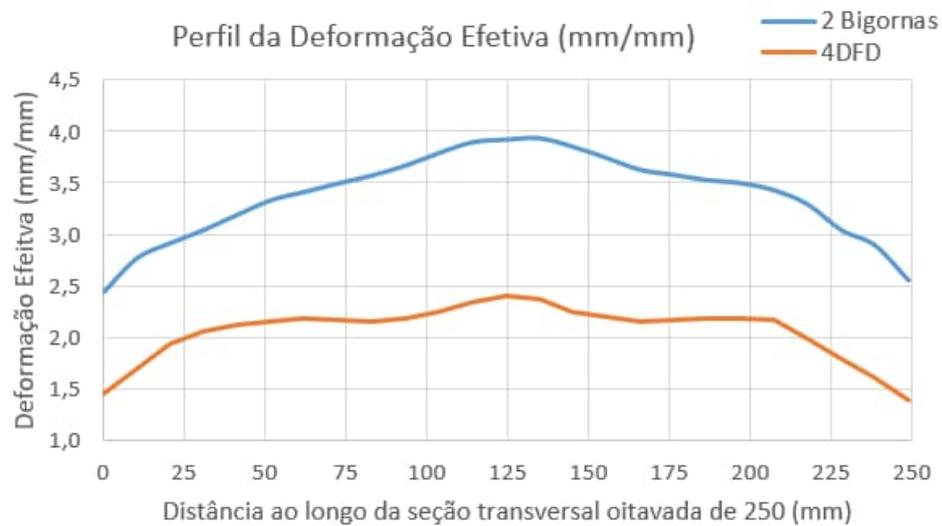


Figura 76 – Perfis das deformações efetivas ao longo da seções transversais no “passe Oit 250 mm” relacionada à Figura 75 (a.1) e (b.1) dos processos 2 bigornas e 4DFD, respectivamente: valores mais baixos nas superfícies (0 e 250 mm) iguais a 2,5 mm/mm (2 bigornas) e 1,4 mm/mm (4DFD); valores mais altos nos centros (125 mm) iguais a 3,9 mm/mm (2 bigornas) e 2,4 mm/mm (4DFD).

A deformação de von Mises no “passe Oit 250 mm” está apresentada na Figura 77 para os dois processos.

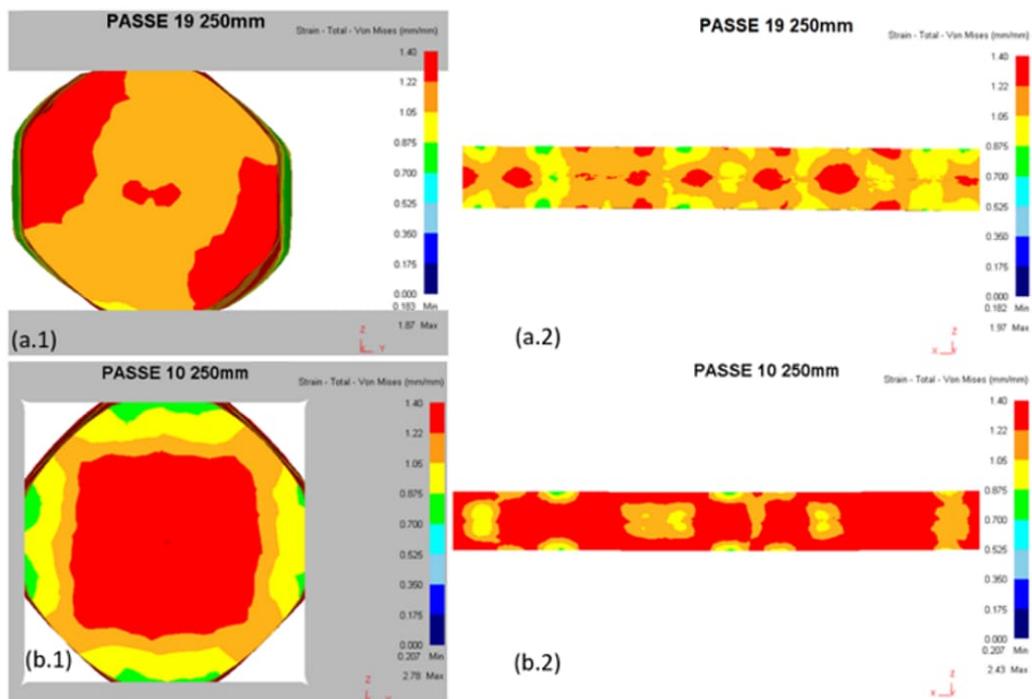


Figura 77 – Deformação de von Mises no “passe Oit 250 mm”: (a.1) 2 bigornas corte transversal e (a.2) corte longitudinal; (b.1) 4DFD corte transversal e (b.2) corte longitudinal; nos cortes transversal e longitudinal na região do vazio as deformações de von Mises foram elevadas (cores vermelha, laranja e amarelo) para os dois processos.

Com o aumento do grau de redução para 4:1, a deformação de von Mises igualou-se para os dois processos no “passo Oit 250 mm”, diferentemente do “passo Oit 350 mm” (Figura 64) onde, com o grau de redução igual a 2:1, houve menor homogeneidade dos resultados. Isto está de acordo com a literatura ^[10] que descreve a necessidade de um grau de redução total maior que 3:1 para caldear vazios e bolhas após a homogeneização do lingote em alta temperatura seguida do forjamento em prensa de matriz aberta por estiramento.

A deformação total direcional Y, Figura 78, apresenta as deformações cisalhantes no sentido paralelo ao das bigornas inferior e superior. ^[2, 37]

Nas Figuras 78 (a.1) e (b.1), no corte transversal na região do vazio, observa-se elevadas deformações compressivas negativas, porém maiores (cor azul escuro) para o processo 4DFD do que para o forjamento com 2 bigornas (cores azul e azul claro).

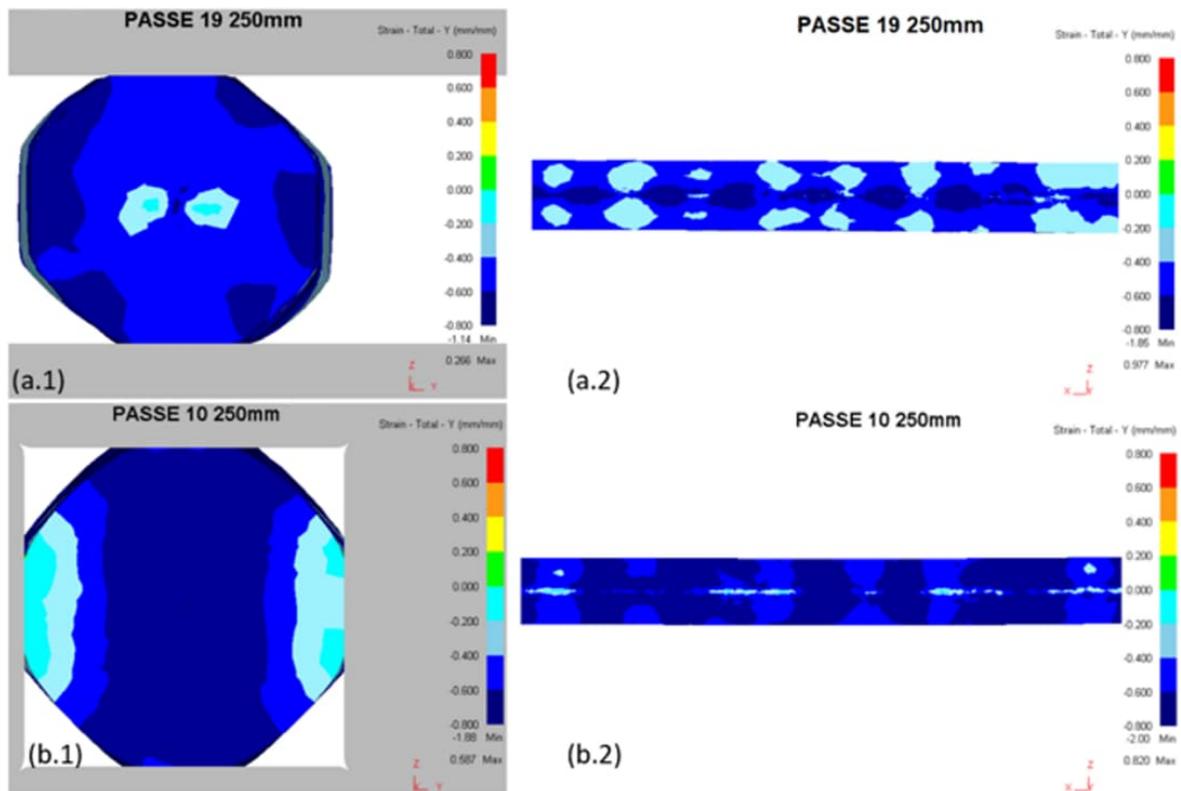


Figura 78 – Deformação total direcional Y “passo Oit 250 mm”: (a.1) 2 bigornas corte transversal e (a.2) corte longitudinal; (b.1) 4DFD corte transversal e (b.2) corte longitudinal; componentes compressivas elevadas para os dois processos, porém maior para o processo 4DFD (cores azul escuro e azul mais predominantes).

Nas Figuras 78 (a.2) e (b.2) tem-se, pelo corte longitudinal, as componentes compressivas que também apareceram elevadas para os dois processos e mais acentuadas (cores azul escuro e azul) para o 4DFD. Assim, é possível afirmar que a deformação total direcional Y apresentou deformações compressivas elevadas para os dois processos, porém as resultantes negativas são maiores para o processo 4DFD.

A deformação total direcional Z, Figura 79, apresenta as deformações cisalhantes no sentido perpendicular ao das bigornas inferior e superior. [2, 37]

Nas Figuras 79 (a.1) e (b.1) observa-se que as deformações compressivas foram semelhantes ao resultado da deformação total direcional Y, havendo apenas uma mudança de sentido das deformações compressivas. Por exemplo, no processo 4DFD, a região de cor azul escuro que estava na direção Z (Figura 78 (b.1)), passou para a direção Y (Figura 79 (b.1)).

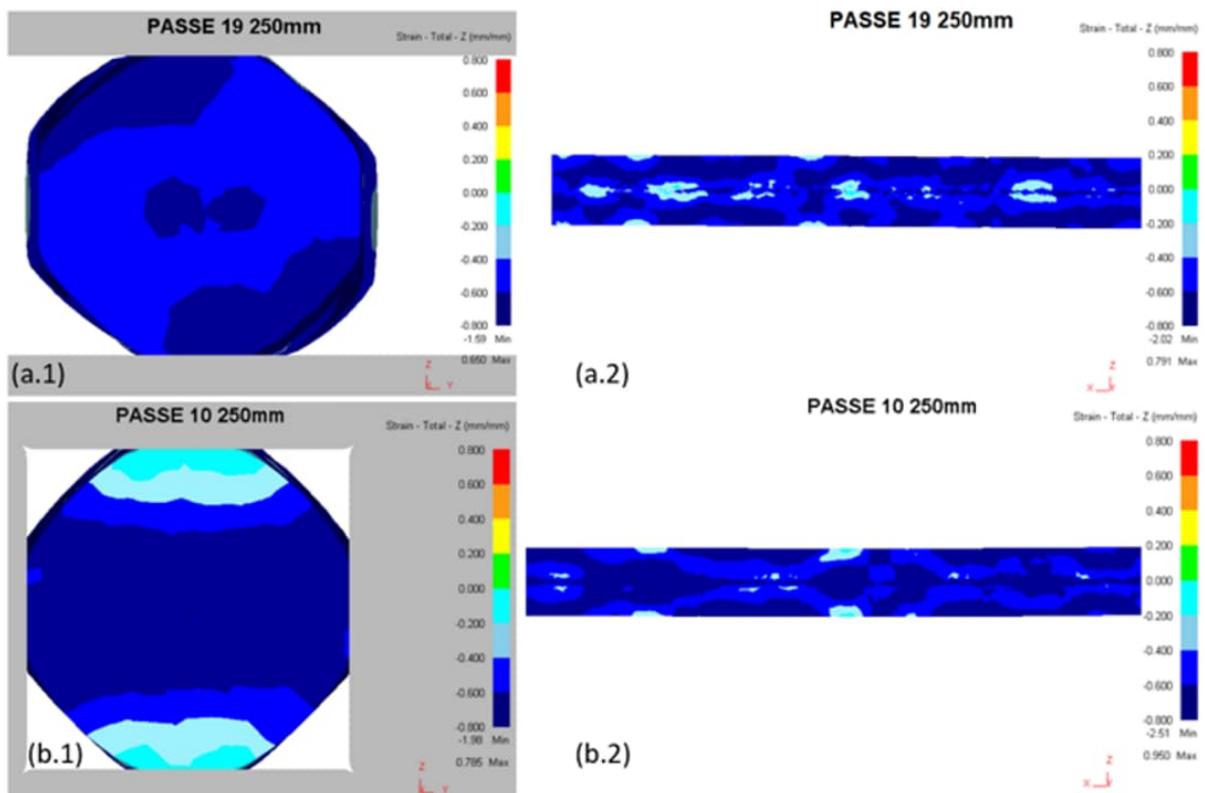


Figura 79 – Deformação total direcional Z “passe Oit 250 mm”: (a.1) 2 bigornas corte transversal e (a.2) corte longitudinal; (b.1) 4DFD corte transversal e (b.2) corte longitudinal; deformação compressiva maior (cor azul escuro) para o 4DFD e alternância de níveis das deformações compressivas (cores azul, azul escuro e azul claro) no processo com 2 bigornas ao longo da região central do vazio.

Nas Figuras 79 (a.2) e (b.2) verifica-se pelo corte longitudinal um resultado melhor para o forjamento com o 4DFD, com deformação compressiva maior (cor azul escuro), enquanto no processo com 2 bigornas houve alternância de níveis das deformações compressivas (cores azul claro, azul e azul escuro) ao longo da região central do vazio.

As resultantes compressivas maiores para o processo 4DFD, tanto para a deformação total direcional Z quanto para deformação total direcional Y, confere com a literatura ^[19], a qual cita o efeito positivo das matrizes côncavas (efeito similar às matrizes 4DFD), em comparação com as planas, como resultado de um estado de triaxialidade de tensões mais compressivas no centro dos tarugos.

Em relação ao nível das deformações compressivas, os resultados das deformações totais direcionais Y e Z foram melhores para o fechamento do vazio no “passe Oit 250 mm”, nos dois processos, quando comparados àqueles do “passe Oit 350 mm” (Figuras 65 e 66), onde as resultantes negativas foram menores, além de apresentarem componentes trativas nas regiões centrais do vazio. De fato, a literatura ^[10] descreve a necessidade de um grau de redução total maior que 3:1 para caldear vazios e bolhas em processos de forjamento com matriz aberta.

A Figura 80 apresenta os vetores de velocidade dos nós no “passe Oit 250 mm”, indicando o fluxo de material.

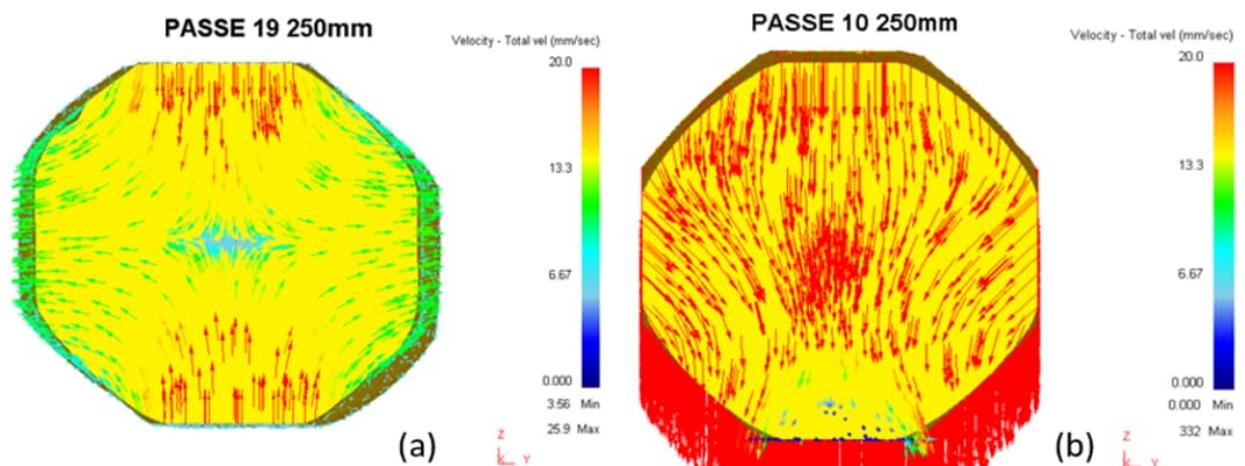


Figura 80 – Fluxo do material no “passe Oit 250 mm”: (a) 2 bigornas, fluxo inicia-se na direção Z e depois segue para as laterais na direção Y; (b) 4DFD, fluxo condicionado para o interior da barra.

No 4DFD com o fluxo para o interior da barra na direção Z, e no forjamento com 2 bigornas um fluxo para o centro no eixo Z e outro para a lateral no eixo Y. Os vetores aumentam devido ao aumento da deformação, em função da redução da bitola.

A Figura 81 apresenta o parâmetro Q -valor para avaliar o comportamento do fechamento do vazio no “passe Oit 250 mm”, com corte no sentido longitudinal da barra para cada um dos processos. Observa-se, na região do núcleo das barras, Q -valor maior para o forjamento com 2 bigornas, entre 1,4 +/-0,2 (cores azul e azul escuro), do que para o 4DFD, com Q -valor entre 0,8 +/-0,2 (cores verde e azul turquesa). O Q -valor no “passe Oit 250 mm” aumentou quando comparado ao “passe Oit 350 mm” (Figura 68), onde os valores foram 0,8 +/- 0,2 para o forjamento com 2 bigornas e 0,4 +/- 0,2 para o 4DFD. Isto está coerente com a literatura [22], devido aos aumentos da deformação efetiva e da tensão hidrostática serem diretamente proporcionais ao aumento do Q -valor. A redução da área do vazio subiu para 99% para ambos os processos, comparativamente ao “passe Oit 350 mm”, onde se atingiu 96% no forjamento convencional com 2 bigornas e 88% no 4DFD.

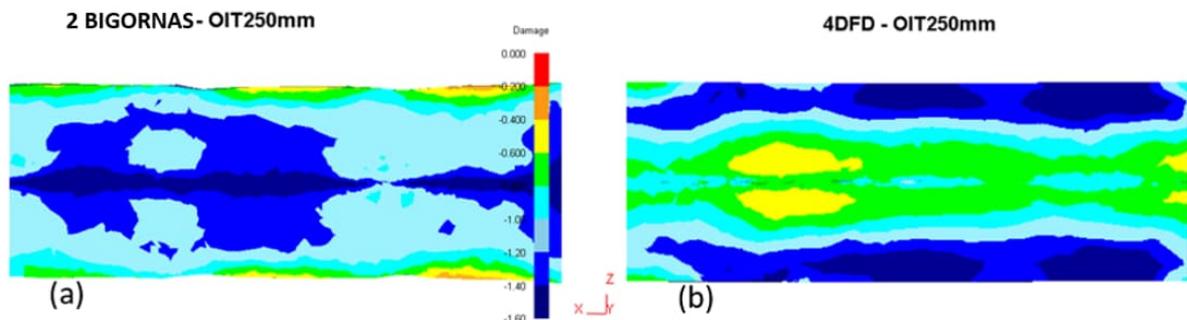


Figura 81 – Parâmetro Q -valor no “passe Oit 250 mm”: (a) 2 bigornas, valor igual a 1,4 +/-0,2 (cores azul e azul escuro); (b) 4DFD, valor igual a 0,8 +/-0,2 (cores verde e azul turquesa).

As saídas do modelo numérico (DEFORMTM-3D [26]) no formato oitavado de 250 mm (grau de redução igual a 4:1) nos trazem algumas diferenças em relação às saídas do formato oitavado de 350 mm (grau de redução igual a 2:1), conforme descrito nos parágrafos a seguir.

Houve um aumento da escala gráfica máxima (mm/mm) das deformações devido ao acúmulo das conformações ao se forjar a bitola menor: de 2,50 para 4,50 (deformação efetiva); de 1,00 para 1,40 (deformação de von Mises); de 0,50 para 0,80 (deformações totais direcionais Y e Z).

A deformação efetiva foi a principal componente para a redução de área do vazio no forjamento convencional com 2 bigornas, atingindo valores entre 3,38 mm/mm e 4,50 mm/mm na região central, enquanto o processo com o 4DFD variou entre 1,13 mm/mm e 2,50 mm/mm. Isto está coerente com a literatura [2, 37], que define a deformação efetiva como a somatória de todas as deformações em todos os eixos X, Y e Z.

A deformação de von Mises apresentou valores proporcionalmente maiores para ambos os processos, entre 1,22 mm/mm e 1,40 mm/mm. A maior deformação de von Mises no processo de forjamento com o 4DFD contribuiu mais para o aumento da redução de área do vazio igual a 99% no oitavado de 250 mm do que no oitavado de 350 mm, onde houve maior homogeneidade somente no forjamento com 2 bigornas. Isto pode ser explicado pela anulação de uma deformação, quando o dimensional da barra em forjamento retorna a uma dimensão original, ou há subtrações na sobreposição de compressão com a tração [2, 37]. Os valores maiores da deformação são consequência do maior número de conformações e passes para atingir o oitavado de 250 mm.

Os resultados da tensão hidrostática (equação 28), deformações total direcional Y (equação 37) e Z (equação 38) continuaram sendo importantes no forjamento com o dispositivo 4DFD, aumentando a redução de área do vazio para 99% e igualando-o ao do processo com 2 bigornas. Como no 4DFD as resultantes são predominantemente compressivas, o acúmulo da conformação contribuiu para o aumento desta componente e redução da área do vazio para 99%. De fato, a literatura^[19] descreve que matrizes com formatos côncavos são melhores para o fechamento de vazios, em comparação com as planas, devido ao estado de triaxialidade de tensões mais compressivas no centro dos tarugos, semelhante ao encontrado no processo 4DFD.

No processo convencional a tensão hidrostática, deformações total direcional Y e Z foram maiores no formato oitavado de 250 mm do que no oitavado de 350 mm, e se tornarem essencialmente compressivas, levando a redução da área do vazio para 99%. Isto pode ser explicado pelo aumento da razão da mordida de forja, ou seja, a razão da largura de contato das bigornas pela seção da barra em forjamento [9, 29] e do aumento grau de redução, de 2:1 (Oit 350 mm) para 4:1 (Oit 250 mm), onde na

literatura [10, 16, 17] é comprovado que reduções maiores são melhores para o fechamento de vazios.

A resultante Q -valor no formato oitavado de 250 mm (grau de redução igual a 4:1) elevou-se para 1,4 +/- 0,2 no forjamento com 2 bigornas e 0,8 +/- 0,2 no 4DFD. A redução da área do vazio atingiu o mesmo valor, 99%, nos dois processos. A literatura [9, 22, 29] cita que, para o fechamento de vazios em grandes lingotes, o Q -valor deve ser igual ou maior que 0,56, e o correlaciona com outros parâmetros de processos que serão discutidos mais à frente nas saídas do modelo experimental.

5.2. Modelo Experimental

Os resultados do modelo experimental, após o forjamento na prensa P3.000T, foram analisados através dos seguintes ensaios realizados nas barras: dimensional para a geometria obtida; ultrassom ao longo das barras; e cortes transversais das barras para medição do tamanho e formato do vazio em cada posição, macrografias, micrografias e durezas.

A exceção do passe 1, as posições fixas comuns aos dois processos de forjamento do modelo experimental foram iguais ao do modelo numérico, a citar: no passe em que a barra atinge o formato oitavado de 350 mm (grau de redução igual a 2:1); e no último passe quando a barra atinge o oitavado de 250 mm (grau de redução igual a 2:1).

As Figuras 82 e 83 apresentam os dimensionais das duas barras forjadas e resultado do ultrassom conforme ASTM A388/A388M – 19 [32], respectivamente, para os processos convencional de 2 bigornas e com dispositivo de quatro bigornas 4DFD.

Os dimensionais apresentaram-se coerentes com o planejamento e as variações das bitolas oitavadas dentro da tolerância (+/- 4 mm) da prensa P.3000T.

O ensaio por ultrassom foi realizado a 0° e 90° ao longo do comprimento de cada barra e as indicações detectadas identificadas como: “P1 – 0°” e “P1 – 90°” para a região com bitola oitavada de 350 mm, e “P2 – 0°” e “P2 – 90°” para região com bitola oitavada de 250 mm. A largura “L” das indicações e a diferenças dos valores da profundidade “Z” nos dão uma referência do tamanho e formato, ou seja, de como se comportou a redução do tamanho do vazio inicial de 50 mm.

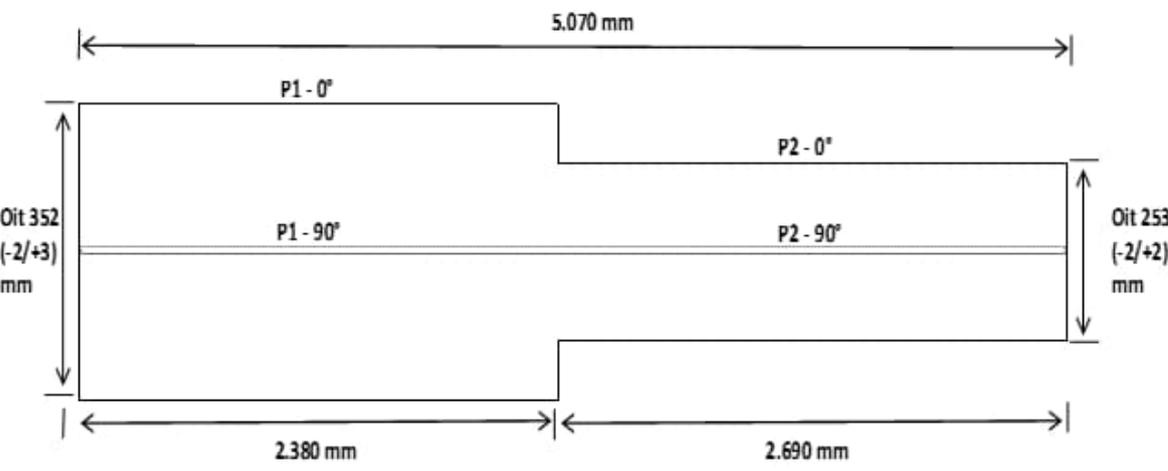
		RELATÓRIO DE ENSAIO POR ULTRASSOM E DIMENSIONAL			RELATÓRIO 01					
					FOLHA : 01/01					
CLIENTE VILLARES METALS		ORDEM 1880428		CORRIDA 4844729		AÇO/LIGA VL45FO (AISI 4145)				
DIMENSÕES: CONFORME CROQUI Forjado por 2 bigornas planas		ACABAMENTO: BRUTO JATEADO		PROCEDIMENTO DE EXAME: ASTM A388						
APARELHO: GE USN 60		TRANSDUTOR: K2SC		GANHO CALIBRAÇÃO: 47 dB		GANHO DE EXAME "DGS" : 67 dB (calibrado para 3 mm)				
BLOCO DE REFERÊNCIA A PRÓPRIA PEÇA		ACOPLANTE METIL CELULOSE		AJUSTE DE ESCALA 2 X Ø DA SEÇÃO						
ENSAIO POR ULTRASSOM										
INDICAÇÕES										
P (mm)	Z(mm)	L(mm)	C(mm)	AD(%)	AF(%)	Ø (mm)	IS	AG	AL	LEGENDA
P1 - 0°	170 a 195	40	2.350	70	30	6,0		X	X	P - POSIÇÃO DEFEITO
P1 - 90°	160 a 198	20	2.350	90	10	10,0		X	X	Z - PROFUNDIDADE
P2 - 0°	125 a 131	18	2.680	50	50	5,0		X	X	L - LARGURA
P2 - 90°	114 a 130	10	2.680	65	35	4,0		X	X	C - COMPRIMENTO
										AD - AMPLITUDE DO DEFEITO
										AF - AMPLECO DE FUNDO
										Ø - DIÂMETRO EQUIVALENTE AVG
										IS - DESCONTINUIDADE ISOLADA
										AG - DESCONTINUIDADES AGRUPADAS
										AL - DESCONTINUIDADES ALINHADAS
DIMENSIONAL E POSIÇÕES DO ENSAIO POR ULTRASSOM										
										
BARRA DE PARTIDA: Øe 500 mm x Øi 50 mm x 2.000 mm					PEÇAS POR BARRA DE PARTIDA: 1					
INSPETOR: Antonio Jardim Almeida		DATA: 14/05/2021		SUPERVISOR: Leonidas Silva Oliveira		DATA: 14/05/2021				

Figura 82 – Relatório do ensaio por ultrassom e dimensional da barra forjada com o processo convencional de 2 bigornas planas.

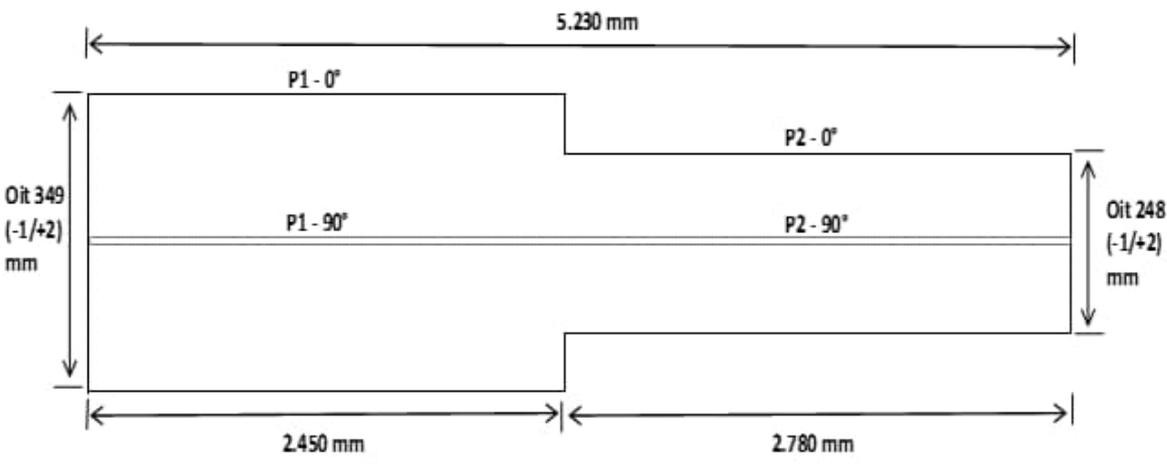
		RELATÓRIO DE ENSAIO POR ULTRASSOM E DIMENSIONAL			RELATÓRIO 02					
					FOLHA : 01/01					
CLIENTE VILLARES METALS	ORDEM 1880428	CORRIDA 4844729	AÇO/LIGA VL45FO (AISI 4145)							
DIMENSÕES: CONFORME CROQUI Forjado pelo dispositivo 4DFD	ACABAMENTO: BRUTO JATEADO	PROCEDIMENTO DE EXAME: ASTM A388								
APARELHO: GE USN 60	TRANSDUTOR: K2SC	GANHO CALIBRAÇÃO: 47 dB	GANHO DE EXAME "DGS" : 67 dB (calibrado para 3 mm)							
BLOCO DE REFERÊNCIA A PRÓPRIA PEÇA	ACOPLANTE METIL CELULOSE	AJUSTE DE ESCALA 2 X Ø DA SEÇÃO								
ENSAIO POR ULTRASSOM										
INDICAÇÕES										
P	Z(mm)	L(mm)	C(mm)	AD(%)	AF(%)	Ø (mm)	IS	AG	AL	LEGENDA
P1 - 0°	155 a 190	25	2.550	50	50	6,5		X	X	P - POSIÇÃO DEFEITO
P1 - 90°	160 a 185	22	2.550	80	20	4,0		X	X	Z - PROFUNDIDADE
P2 - 0°	119 a 139	20	2.780	10	90	3,5		X	X	L - LARGURA
P2 - 90°	114 a 129	17	2.780	20	80	5,0		X	X	C - COMPRIMENTO
										AD - AMPLITUDE DO DEFEITO
										AF - AMPLECO DE FUNDO
										Ø - DIÂMETRO EQUIVALENTE AVG
										IS - DESCONTINUIDADE ISOLADA
										AG - DESCONTINUIDADES AGRUPADAS
										AL - DESCONTINUIDADES ALINHADAS
DIMENSIONAL E POSIÇÕES DO ENSAIO POR ULTRASSOM										
										
BARRA DE PARTIDA: Øe 500 mm x Øi 50 mm x 2.000 mm				PEÇAS POR BARRA DE PARTIDA: 1						
INSPECTOR: Antonio Jardim Almeida	DATA: 14/05/2021	SUPERVISOR: Leonidas Silva Oliveira	DATA: 14/05/2021							

Figura 83 – Relatório do ensaio por ultrassom e dimensional da barra forjada com o dispositivo de quatro bigornas 4DFD.

A Tabela 10 apresenta um comparativo destes valores para cada processo de forjamento para o ensaio de ultrassom.

Tabela 10 – Comparativo do tamanho das indicações em cada processo de forjamento.

Processo	Convencional 2 bigornas planas			Dispositivo quatro bigornas 4DFD		
	Diferença Z (mm)	L (mm)	Formato	Diferença Z (mm)	L (mm)	Formato
P1 - 0°	25	40	Achatado	35	25	Arredondado
P1 - 90°	38	20		25	22	
P2 - 0°	6	18	Achatado	20	20	Arredondado
P2 - 90°	16	10		15	17	

A interpretação do resultado do ensaio de ultrassom, resumido na Tabela 10, nos revela pelas medições que o tamanho do vazio se apresentou maior na prática do que o previsto pelos resultados do modelo numérico.

Em relação aos formatos, observou-se uma tendência do vazio achatado para o processo convencional com 2 bigornas planas e arredondado para o processo com o dispositivo 4DFD.

Constatou-se também que os tamanhos das indicações são menores para as posições “P2” do que “P1”, ou seja, há uma redução dos tamanhos das indicações a medida que a bitola de partida, redonda de 500 mm, é reduzida para oitavada de 350 mm (região de “P1”) e depois para 250 mm (região de “P2”).

Para a interpretação quantitativa exata do tamanho de cada vazio, uma vez que a precisão do ensaio de ultrassom é baixa, realizou-se cortes transversais ao longo das barras para as medições e visualização do seu formato em várias posições.

Assim, tendo como ponto de partida a ponta do oitavado de 350 mm, retirou-se 6 fatias para cada barra, de 15 mm de espessura cada uma, nos seguintes comprimentos: 700 mm, 1.300 mm, 2.000 mm, 2.800 mm, 3.600 mm e 4.400 mm.

As três primeiras fatias pertencentes ao oitavado de 350 mm e as três últimas pertencentes ao oitavado de 250 mm. A Figura 84 apresenta uma fotografia com as duas barras na bancada, ilustrando as posições traçadas para os cortes.



Figura 84 – Barras na bancada com as posições traçadas para os cortes em serra: barra acima com o dispositivo 4DFD; e abaixo forjada com 2 bigornas planas.

A Tabela 11 apresenta a identificação e o significado para cada fatia recortada.

Tabela 11 – Identificação das fatias recortadas.

Identificação	Processo	Oitavado (mm)	Posição do corte da fatia no comprimento da barra (mm)
2D-1	2 bigornas planas	350	700
2D-2			1.300
2D-3			2.000
2D-4		250	2.800
2D-5			3.600
2D-6			4.400
4D-1	4DFD	350	700
4D-2			1.300
4D-3			2.000
4D-4		250	2.800
4D-5			3.600
4D-6			4.400

Para uma melhor análise e medição dos vazios, as Figuras 85 e 86 apresentam, respectivamente, as macrografias para os formatos oitavados de 350 mm e 250 mm das fatias preparadas conforme especificação ASTM E381 – 20 [33].

Em todas as macrografias foram observadas a presença de carepa compactada nos vazios devido ao aquecimento a 1220°C das barras ter sido realizado em forno com queimadores a gás natural, sem controle da atmosfera interna.

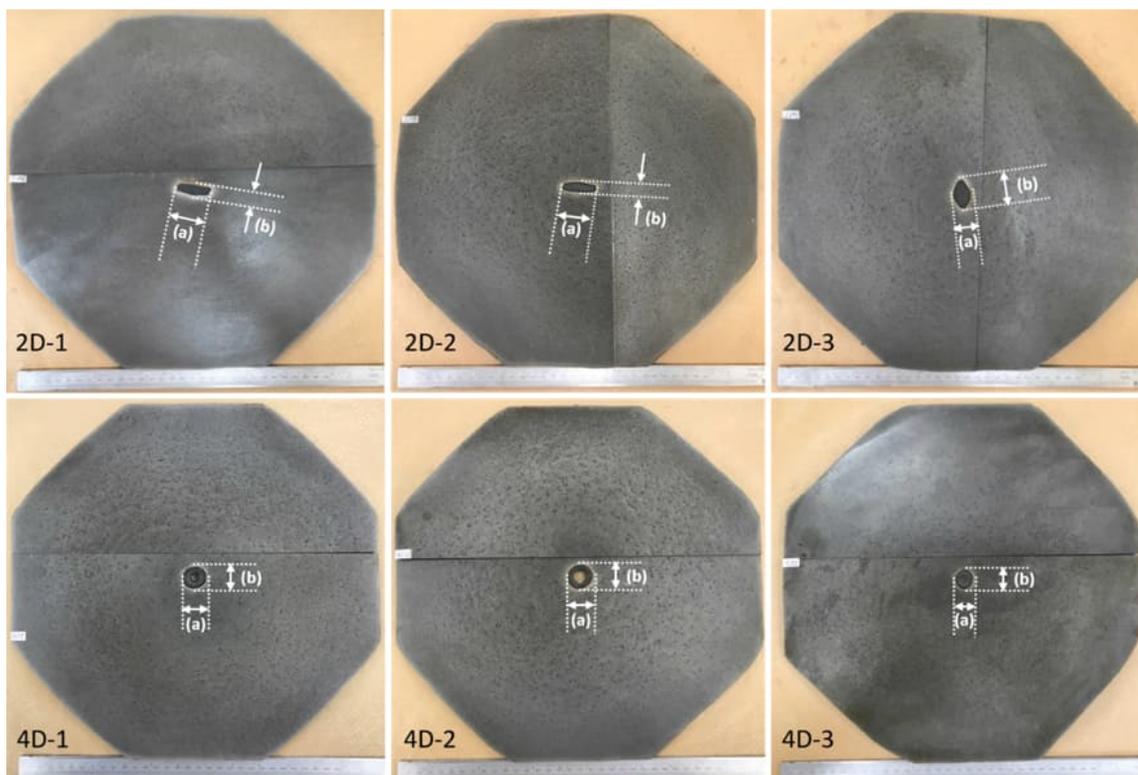


Figura 85 – Macrografias das fatias no formato oitavado 350 mm: 2 bigornas planas (2D-1, 2D-2 e 2D-3); dispositivo 4DFD (4D-1, 4D-2 e 4D-3); dimensões (a) e (b) dos vazios encontram-se na Tabela 12.

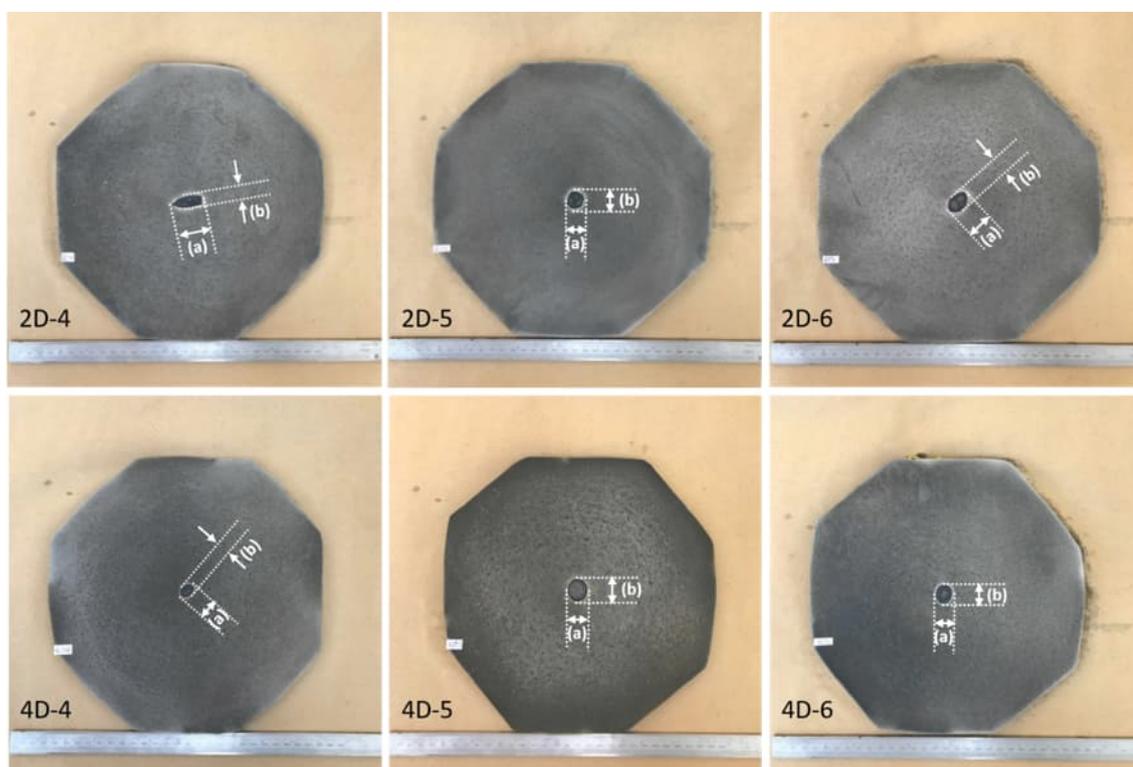


Figura 86 – Macrografias das fatias no formato oitavado 250 mm: 2 bigornas planas (2D-4, 2D-5 e 2D-6); dispositivo 4DFD (4D-4, 4D-5 e 4D-6); dimensões (a) e (b) dos vazios encontram-se na Tabela 12.

Foi realizada a classificação macrográfica conforme “Quadro I” da especificação ASTM E381 – 20 [33], apresentado na Figura 50, para série graduada da segregação de três condições: sub superfície (S); meio raio (R); centro (C).

O resultado da condição de segregação das macrografias foi: S-3, R-5 e C-3. O que significa a presença de segregação, principalmente na região do meio raio, confirmada pela análise metalográfica, preparada conforme especificação ASTM E407 – 07 [33], em amostra retirada da fatia 2D-4 na região do meio raio, apresentada na Figura 87.



Figura 87 – Micrografia da região segregada retirada da fatia 2D-4 da região do meio raio no sentido longitudinal da barra forjada no oitavado de 250 mm; presença de sulfetos de manganês, desejados na estrutura deste aço para facilitar processos de usinagem. Sem ataque. Aumento 100x.

Constatou-se, Figura 87, a presença de sulfetos de manganês, desejados na estrutura deste aço para facilitar processos de usinagem, e que estão coerentes com a composição química da corrida apresentada na Tabela 6, em função dos teores de enxofre igual a 170 ppm e manganês igual a 0,91%.

As macrografias das Figuras 85 e 86 foram dispostas de forma a comparar os processos de 2 bigornas planas com o dispositivo 4DFD em cada figura. Para facilitar esta comparação, a Tabela 12 foi elaborada com os seguintes resultados: dimensões (a) e (b) do vazio para cada fatia recortada; área calculada em função do formato; redução de área (área inicial do vazio, 1.964 mm², subtraída da área calculada, e este resultado dividido pela área inicial do vazio); e formato de cada vazio.

Tabela 12 – Dimensões (a) e (b), área, redução de área e formato de cada vazio.

Identificação	Oitavado (mm)	Processo	(a) (mm)	(b) (mm)	Área (mm ²)	Redução de Área (%)	Redução de Área Média (%)	Formato
2D-1	350 (Figura 85)	2 bigornas planas	32	10	320	84%	84%	Achatado
2D-2			33	9	297	85%		Achatado
2D-3			15	26	306	84%		Ovalizado
4D-1		4DFD	21	20	330	83%	83%	Arredondado
4D-2			23	21	379	81%		Arredondado
4D-3			18	19	269	86%		Arredondado
2D-4	250 (Figura 86)	2 bigornas planas	23	9	207	89%	90%	Achatado
2D-5			14	15	165	92%		Arredondado
2D-6			19	13	194	90%		Ovalizado
4D-4		4DFD	12	10	94	95%	92%	Arredondado
4D-5			16	17	214	89%		Arredondado
4D-6			13	14	143	93%		Arredondado

Para aferir o cálculo da área em função do formato, a Figura 88 apresenta uma micrografia com o mosaico de amostra retirada da região central da fatia 4D-4 com o cálculo computadorizado por meio da fórmula da elipse.

A área encontrada igual a 97,35 mm² aproxima-se da área calculada em função do formato, 94 mm², apresentada na Tabela 12, comprovando que os cálculos das áreas são representativos. Pode ser observado na micrografia duas impressões redondas de durezas “Rockwell” na carepa compactada, que foram desconsideradas porque o melhor processo de medição nesta condição é a microdureza “Vickers”, que será detalhado mais à frente.

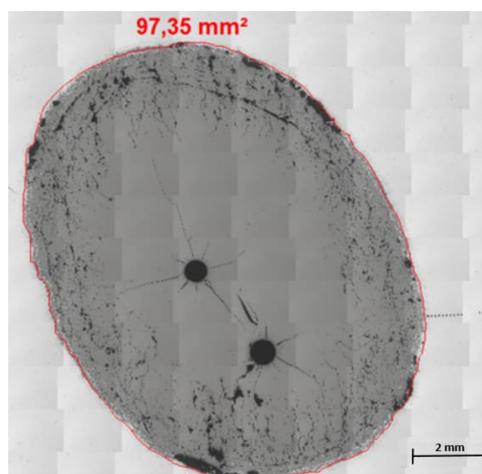


Figura 88 – Mosaico com a área do vazio igual a 97,35 mm² (fatia 4D-4). As duas impressões redondas de durezas “Rockwell” na carepa compactada foram desconsideradas porque o melhor processo de medição nesta condição é a microdureza “Vickers”. Aumento 5x.

Pode ser observado na Tabela 12 que as reduções de áreas médias dos vazios foram muito próximas para os dois processos, sendo igual a: 84% e 83%, respectivamente, para o processo com 2 bigornas e com o 4DFD, no oitavado de 350 mm (grau de redução igual a 2:1); e 90% e 92%, respectivamente, para o processo com 2 bigornas e com o 4DFD, no oitavado de 250 mm (grau de redução igual a 4:1).

No modelo experimental repetiu-se o observado no numérico, ou seja, o aumento do grau de redução contribuiu para a maior redução de área do vazio, independente do processo, confirmando a literatura [10, 16, 17] que descreve que os graus de reduções e deformações maiores são melhores para o fechamento de vazios.

Em relação aos formatos dos vazios, a Figura 89 apresenta exemplos representativos das formas obtidas dos vazios nos modelos numérico e experimental no oitavado de 250 mm para os dois processos.

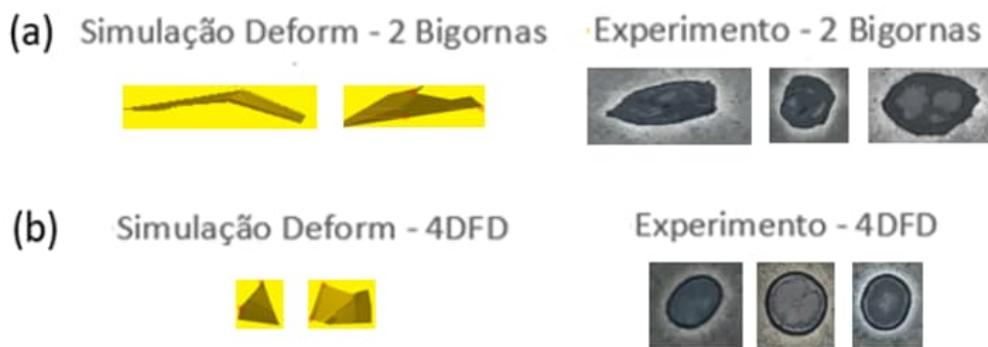


Figura 89 – Comparação das formas obtidas dos vazios nos modelos numérico (Simulação Deform) e experimental (Experimento) no oitavado de 250 mm: (a) 2 bigornas, formatos achatados no modelo numérico e alternâncias entre achatado, arredondado e ovalizado no modelo experimental; (b) 4DFD, formatos triangulares e retangulares no modelo numérico e arredondados para o experimento.

Para o processo convencional com 2 bigornas planas, os vazios ficaram predominantemente achatados no modelo numérico, enquanto no modelo experimental apresentaram alternâncias entre achatado, ovalizado e arredondado. A literatura [23], conforme pode ser observado na Figura 31, apresentou resultado semelhante para o fechamento de vazios num forjamento convencional com 2 bigornas por meio do estudo dos modelos numérico e experimental, onde os formatos dos vazios também apresentaram diferenças nos formatos, porém não impediram a validação do resultado numérico, o que também se aplica nesta dissertação. De fato,

os formatos variados entre achatado, ovalizado e arredondado confirmam o modelo numérico com a alternância das resultantes trativas e compreensivas das deformações total direcional Y e Z e da tensão hidrostática [2, 37], e principalmente da maior deformação efetiva que foi a mais importante para a evolução do fechamento dos vazios no processo convencional devido ao maior número de passes e consequente maior acúmulo das conformações.

O resultado predominantemente arredondado para o processo com o dispositivo 4DFD no experimento apresentou diferenças em relação ao modelo numérico, com formatos triangulares e retangulares, que pode ser explicado pela remodelagem da malha do DEFORM™-3D [26]. Porém, pode-se afirmar que os modelos numérico e experimental ficaram aderentes para o fechamento do vazio, porque foi constatado o estado de triaxialidade de tensões mais compressiva, das deformações total direcional Y e Z e da tensão hidrostática, proporcionado pelas quatro bigornas do 4DFD, em contato com uma maior parte da superfície da barra, produzindo mais deformações de cisalhamento radial e um fluxo de deformação homogêneo em direção ao núcleo, conforme descrito na literatura [15].

As reduções de áreas dos vazios foram menores nos experimentos do que os previstos pelos resultados do modelo numérico, constatado pelas medições dos tamanhos dos vazios e áreas calculadas que se apresentaram maiores no modelo experimental. Por exemplo, no oitavado de 250 mm: no modelo experimental obteve-se reduções de áreas médias iguais a 90% e 92%, respectivamente, para os processos com 2 bigornas e com o 4DFD; enquanto no modelo numérico, obteve-se 99% para ambos os processos.

A explicação mais plausível para as diferenças das reduções de áreas dos defeitos entre os modelos numérico e experimental é a presença da carepa nos vazios que apresentou resistência para o fechamento dos mesmos durante o forjamento.

Para se ter uma dimensão da resistência da carepa, a Figura 90 apresenta duas microdurezas “Vickers”, ensaiadas conforme especificação ASTM E384 – 17 [35], que foram medidas na carepa compactada da região central da fatia 4D-4, com resultados iguais a 347,76 HV0.5 e 346,41 HV0.5, que convertendo para dureza “Brinell” resultam, respectivamente, em 329 HB e 328 HB.

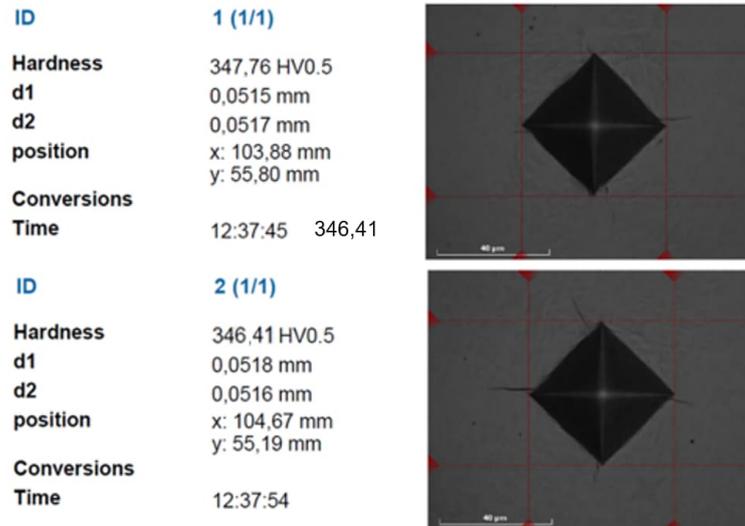


Figura 90 – Microdurezas “Vickers” medidas na carepa compactada da região central da fatia 4D-4 e resultados encontrados iguais a 347,76 HV0.5 (329 HB) e 346,41 HV0.5 (328 HB).

A Figura 91 apresenta as microdurezas “Vickers”, e convertidas em “Brinell”, do aço base, próximas da região do vazio em até 5,6 mm distantes dele, quando fora da região descarbonetada. A preparação e o ataque do corpo de prova foram realizados conforme especificação ASTM E407 – 07 [33].

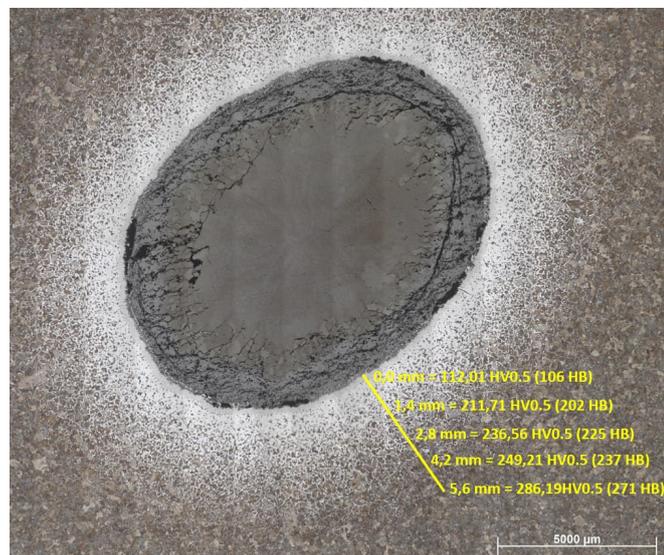


Figura 91 – Micrografia do mosaico do vazio na região central da fatia 4D-4 com os resultados das microdurezas “Vickers” (convertidas em “Brinell”) medidas no aço base. Ataque Nital 4%. Aumento 5x.

Os resultados da Figura 91 indicam durezas crescentes, indo de 112,01 HV0,5 (106 HB), na microestrutura do aço adjacente ao vazio (0,0 mm), com

descarbonetação, até 286,19 HV0,5 (271 HB), numa região isenta de descarbonetação (5,6 mm do vazio).

A dureza mais baixa do material, principalmente na região adjacente a superfície do vazio (106 HB), em relação à dureza da carepa (328 HB), indica que houve resistência da carepa em relação ao material próximo ao vazio. Assim, muito provavelmente, houve a interferência da carepa no fechamento dos vazios durante o forjamento das barras o que levou a reduções de áreas dos vazios menores no modelo experimental do que no numérico. Porém, isto não invalida a análise da tendência do fechamento dos vazios, já que esta condição foi a mesma para os dois processos do modelo experimental.

Como já discutido no modelo numérico, o parâmetro Q -valor mensura o comportamento do fechamento do vazio através da equação (41) [22], que agora pode ser correlacionado com as saídas das reduções de áreas dos vazios dos dois modelos, numérico (Simulação Deform) e experimental (Experimento).

Assim, a Figura 92 apresenta a relação entre a redução de área dos vazios e o Q -valor, após a realização dos estudos, com os processos convencional de 2 bigornas planas e com o dispositivo de quatro bigornas 4DFD, ao atingir as bitolas oitavadas de 350 mm e 250 mm, através: das simulações no DEFORM™-3D [26] (Simulação Deform - 2 Bigornas e Simulação Deform - 4DFD); e das execuções dos experimentos com o forjamento na prensa P3.000T (Experimento - 2 Bigornas e Experimento - 4DFD).

Pode ser observada uma coerência entre os modelos numérico e experimental, indicando que quanto maior o Q -valor, maior é a tendência do fechamento dos vazios com o aumento das suas reduções de área, estando de acordo com a literatura [9].

Os valores mais baixos dos percentuais do experimento foram devido a carepa, mas a tendência foi mantida, o que é comprovado pela proximidade das inclinações das retas para cada processo, em relação aos modelos numérico e experimental:

- “Experimento - 4DFD” = 43° e “Simulação Deform - 4DFD” = 47°;
- “Experimento - 2 Bigornas” = 19° e “Simulação Deform - 2 Bigornas” = 13°;
- A inclinação da reta mais elevada para o processo 4DFD, em relação ao forjamento convencional, revela que o fechamento do vazio ocorre mesmo com deformações efetivas menores, que são diretamente proporcionais ao Q -valor.

Isto está de acordo com as curvas do fluxo de escoamento para as temperaturas de trabalho apresentadas na Figura 12 [4], Figura 43 [31] do aço AISI 4145 e do perfil da deformação efetiva apresentado na Figura 76, em que os valores nos centros das barras foram iguais a 2,4 mm/mm (4DFD) e 3,9 mm/mm (2 bigornas). Ou seja, com a temperatura de trabalho mais elevada a tensão para o escoamento é menor, o que associado a um estado de triaxialidade de tensões mais compressivas no centro conduziu ao fechamento do vazio com um Q -valor menor.

- As resultantes do Q -valor menores, relacionadas às deformações efetivas menores, explicam a defasagem das retas do processo 4DFD em relação ao forjamento com 2 bigornas. Ou seja, ao atingir a bitola oitavada 350 mm (grau de redução = 2:1) e depois 250 mm (grau de redução = 4:1), o Q -valor foi sempre menor para o 4DFD devido a menor deformação efetiva neste processo.

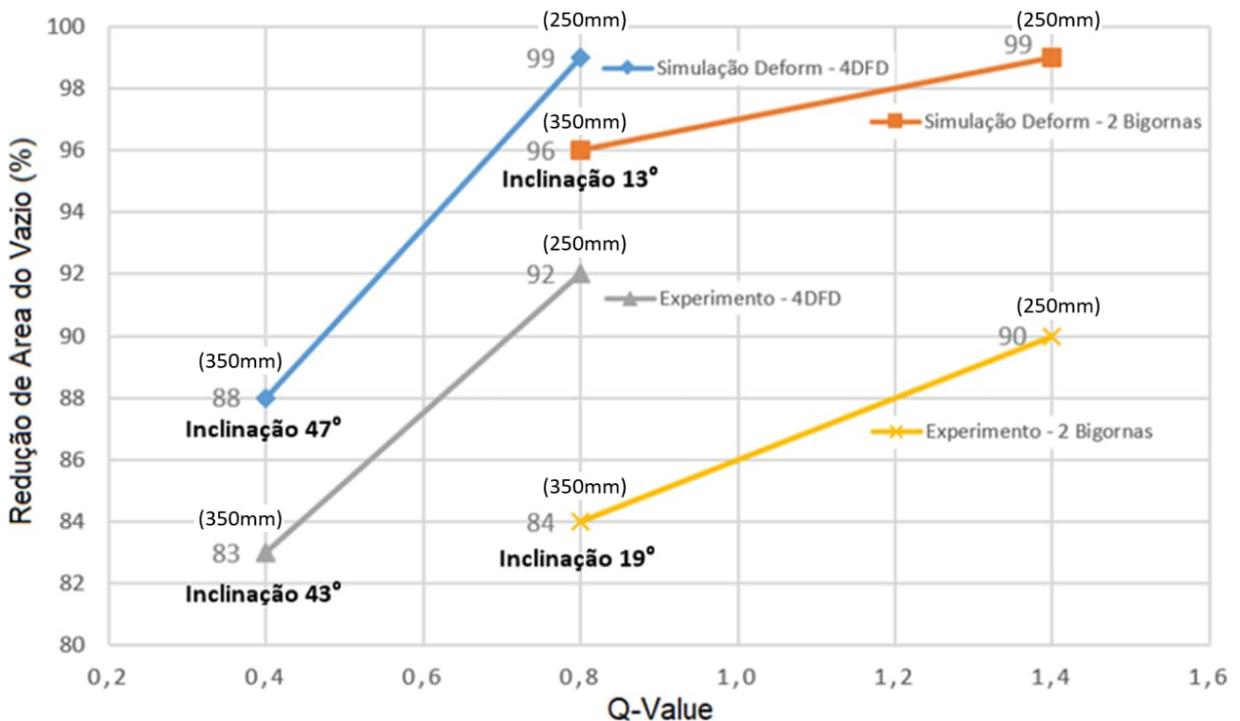


Figura 92 – Redução de área do vazio e Q -valor, após simulações no DEFORM™-3D [26] (Simulação Deform - 2 Bigornas e Simulação Deform - 4DFD) e execuções dos experimentos com o forjamento na prensa P3.000T (Experimento - 2 Bigornas e Experimento - 4DFD). Há coerência entre os modelos numérico e experimental: quanto maior o Q -valor, maior é a tendência do fechamento dos vazios com o aumento das suas reduções de área; a tendência do fechamento do vazio foi mantida, o que é comprovado pela proximidade das inclinações das retas de cada processo.

A literatura [8, 22] cita que outras influências são importantes para o fechamento dos vazios e na determinação do Q -valor, incluindo as características do fluxo do material, processo de forjamento, modelo e largura das bigornas, geometria inicial do vazio, tamanho, formato e peso do lingote de partida.

Nesta dissertação identificaram-se o processo de forjamento, modelo das bigornas e, conseqüentemente, o fluxo do material, como os principais parâmetros para se determinar um Q -valor igual a: 0,8 para o 4DFD que levou a redução do fechamento do vazio para 99% no modelo numérico e 92% no experimental; e 1,4 para o forjamento com 2 bigornas que levou a redução do fechamento do vazio para 99% no modelo numérico e 90% no experimental.

Outro resultado importante é determinação do Q -valor maior ou igual a 0,8, como o número determinante para uma adequada redução do fechamento do vazio no modelo numérico, equivalendo a 99% para o processo 4DFD e 96% para o forjamento convencional com 2 bigornas. A literatura [9, 22] cita que Q -valor maior ou igual a 0,56 é o necessário para o fechamento de defeitos partindo de lingote de aço com 30 t.

A título de conhecimento foram também medidas microdurezas “Vickers” a 2,8 mm do vazio da Figura 91, ainda na camada descarbonetada, nas fases presentes conforme apresentado na Figura 93.

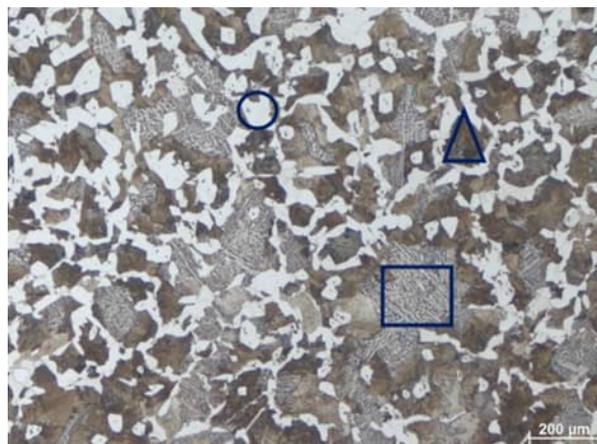


Figura 93 – Micrografia das regiões de microdurezas “Vickers” a 2,8 mm do vazio da Figura 91, ainda na camada descarbonetada, nas fases presentes: região do círculo com a ferrita pró-eutetóide, 145,98 HV0,5 (140 HB); região do quadrado com a perlita grosseira, 281,47 HV0,5 (267 HB); e região do triângulo com a perlita fina, 314,23 HV0,5 (297 HB). Ataque Nital 4%. Aumento 50x.

Os resultados das microdurezas “*Vickers*” foram: na região com o círculo da ferrita pró-eutetóide, 145,98 HV0,5 (140 HB); na região do quadrado da perlita grosseira, 281,47 HV0,5 (267 HB); e no triângulo a perlita fina, 314,23 HV0,5 (297 HB). As microdurezas apresentaram-se coerentes para cada fase presente.

Foram realizadas mais análises microestruturais em função das diferenças observadas para o tempo e temperatura dos experimentos durante o forjamento. O tempo do forjamento convencional com 2 bigornas planas foi igual a 30 minutos, enquanto com dispositivo de quatro bigornas 4DFD, 18 minutos, ou seja, uma produtividade 40% maior, o que também influenciou na temperatura final maior na barra do processo 4DFD. A temperatura no final de cada forjamento foi 870°C para o processo convencional e 920°C com o dispositivo 4DFD.

Assim, das fatias 2D-4 (formato oitavado de 250 mm e processo com 2 bigornas planas) e 4D-4 (formato oitavado de 250 mm e processo 4DFD) foram retiradas amostras da superfície, meio raio e núcleo para analisar comparativamente os tamanhos de grãos e durezas “Brinell” dos dois processos em função das diferenças do tempo e temperatura dos durante o forjamento.

A Tabela 13 apresenta estes resultados, na qual pode ser observado uma relação direta da dureza com o tamanho de grão. Para o processo com 2 bigornas planas as durezas (253 HB a 263 HB) e tamanhos de grãos (2 a 3 ASTM) são menores que as durezas (262 HB a 274 HB) e tamanhos de grãos (3 a 5 ASTM) do processo 4DFD, o que pode ser explicado pela temperatura final de forjamento, menor para o processo convencional (870°C) do que com o dispositivo 4DFD (920°C). Ou seja, mais energia neste último caso para uma recristalização dinâmica dos grãos deformados, durante o forjamento, e estática, logo após finalizado o forjamento, levando a uma granulação mais refinada, conforme descrito na literatura [2, 37].

A maior temperatura no final do forjamento para o processo 4DFD, bem como sua manutenção durante a deformação, é garantida pelo maior aquecimento adiabático, o que corrobora com a literatura [12], visto que a redução de área pelas quatro matrizes gera mais calor que no forjamento convencional.

Tabela 13 – Tamanho de grão e dureza de cada processo no oitavado de 250 mm.

Oitavado (mm)	Processo	Tempo e Temperatura final de Forjamento	Identificação da Fatia	Localização da Amostra	Dureza (HB)	Tamanho de Grão	Micrografia
250	2 bigornas planas	30 min. e 870°C	2D-4	Superfície	263	3 ASTM	Figura 94 (a)
				Meio Raio	253	2 ASTM	Figura 95 (a)
				Núcleo	261	3 ASTM	Figura 96 (a)
	4DFD	18 min. e 920°C	4D-4	Superfície	274	5 ASTM	Figura 94 (b)
				Meio Raio	267	4 ASTM	Figura 95 (b)
				Núcleo	262	3 ASTM	Figura 96 (b)

Cada uma das Figuras 94, 95 e 96 está disposta a apresentar duas micrografias da mesma localização, podendo assim visualizar a diferença das microestruturas e granulação de cada processo. De fato, as microestruturas de todas as regiões são compostas por perlita e ferrita, mudando apenas o tamanho de grão. A preparação e o ataque das amostras foram realizados conforme especificação ASTM E407 – 07 [33].

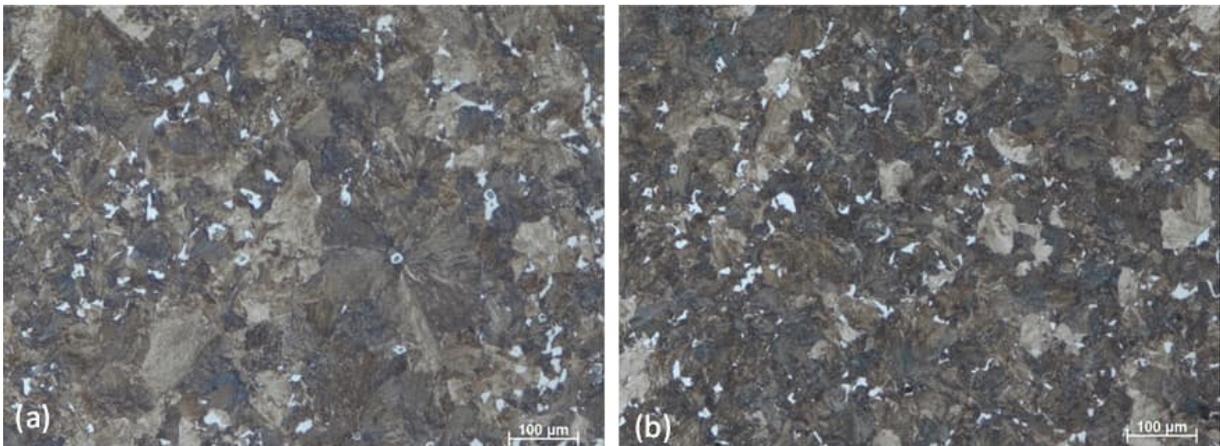


Figura 94 – Micrografias da superfície do oitavado 250 mm: (a) 2 bigornas; (b) 4DFD; microestrutura perlítica e ferrítica; tamanho de grão mais grosseiro para o processo com 2 bigornas, com 3 ASTM, do que para o 4DFD, igual a 5 ASTM. Ataque Nital 4%. Aumento 100x.

Como apresentado na Tabela 13 pode ser visualizado um tamanho de grão mais grosseiro na Figura 94 (a), com 3 ASTM, para o processo com 2 bigornas, do que a Figura 94 (b), igual a 5 ASTM, para o 4DFD.

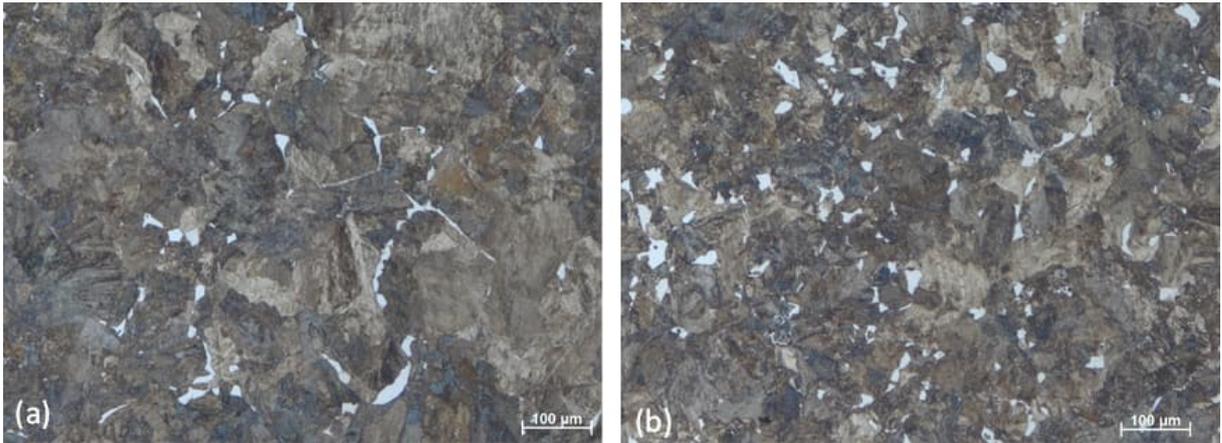


Figura 95 – Micrografias do meio raio do oitavado 250 mm: (a) 2 bigornas; (b) 4DFD; microestrutura perlítica e ferrítica; tamanho de grão mais grosseiro para o processo com 2 bigornas, com 2 ASTM, do que para o 4DFD, igual a 4 ASTM. Ataque Nital 4%. Aumento 100x.

Na Figura 95, o tamanho de grão na região do meio raio continuou mais grosseiro para o processo com 2 bigornas (Figura 90 (a)), igual a 2 ASTM, do que o processo 4DFD, igual a 4 ASTM (Figura 90 (b)).

Na região do núcleo, apresentada na Figura 96, não se observou variação entre as granulações dos dois processos, sendo o tamanho de grão igual a 3 ASTM.

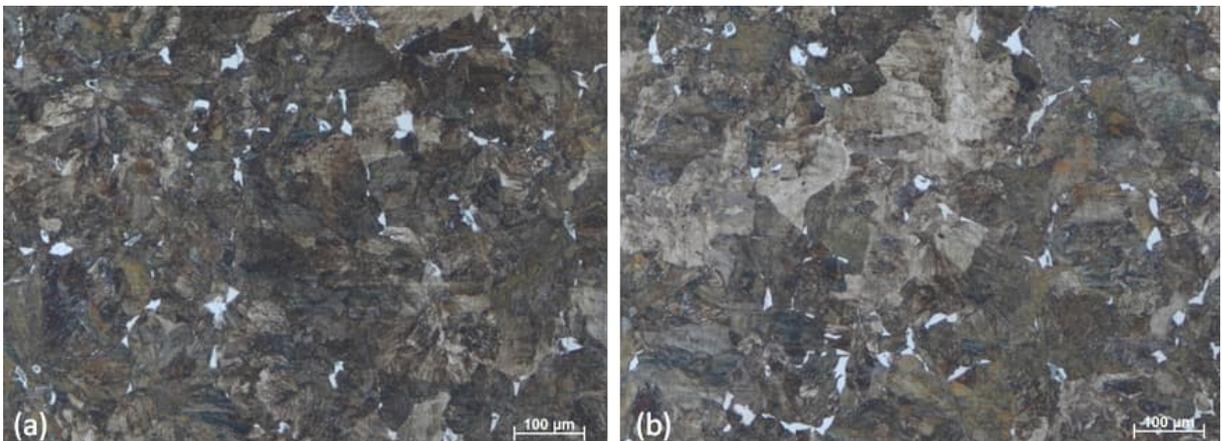


Figura 96 – Micrografias do núcleo do oitavado 250 mm: (a) 2 bigornas; (b) 4DFD; microestrutura perlítica e ferrítica; granulação igual a 3 ASTM para os dois processos. Ataque Nital 4%. Aumento 100x.

Observa-se que nas regiões do meio raio e núcleo, a granulação é menos refinada que na superfície, o que corrobora com a literatura [7], pela menor taxa de resfriamento em regiões mais centrais da barra, prejudicando o refino do grão.

6. CONCLUSÕES

Conclui-se que o processo com o dispositivo de forjamento de quatro bigornas 4DFD apresentou a mesma capacidade para o fechamento de vazios, quando comparado ao processo convencional de forjamento com 2 bigornas planas, mesmo com menor número de passes e menor deformação efetiva, o que foi validado pela aderência entre os modelos numérico e experimental, ao mesmo tempo que permite um aumento de produtividade.

No modelo numérico, as principais conclusões são:

- No forjamento convencional com 2 bigornas, a deformação efetiva foi a variável mais importante para a redução de área do vazio atingir 96% (grau de redução de 2:1) e 99% (grau de redução de 4:1) devido ao maior número de passes de forjamento. Entretanto, a tensão hidrostática, deformações total direcional Y e Z também contribuíram, ao atingir o formato oitavado de 250 mm, tornando-se essencialmente compressivas devido ao aumento da razão da mordida de forja.
- No forjamento com o dispositivo 4DFD, as variáveis tensão hidrostática, deformações total direcional Y e Z foram as mais influentes para a redução de área do vazio atingir 88% (grau de redução de 2:1) e 99% (grau de redução de 4:1) devido ao estado de triaxialidade de tensões mais compressivo neste processo.
- A resultante mais elevada do Q -valor igual a 1,4 para o forjamento com 2 bigornas, contra 0,8 no 4DFD, ao atingir o grau de redução de 4:1 e reduções da área do vazio iguais a 99% nos dois processos, comprovou a maior dependência do Q -valor com a deformação efetiva do que a tensão hidrostática.

No modelo experimental, as principais conclusões são:

- No forjamento convencional com 2 bigornas as reduções de área do vazio atingiram 84% e 90%, enquanto no 4DFD iguais a 83% e 92%, respectivamente, para os graus de redução de 2:1 e 4:1. Estas reduções de área menores, em relação ao modelo numérico, foram devido à presença de carepas, mas a tendência para o fechamento dos vazios foi mantida, o que foi comprovado por meio das inclinações das retas de cada processo, ao correlacionar o Q -valor com a redução de área do vazio. Ou seja, o modelo experimental validou o numérico.
- A inclinação da reta do Q -valor mais elevada para o 4DFD (experimento = 43° e numérico = 47°), em relação ao forjamento com 2 bigornas (experimento = 19° e

numérico = 13°), revelou que o fechamento do vazio ocorre mesmo com deformações efetivas e Q -valor menores devido a um estado de triaxialidade de tensões mais compressivas no centro associado a temperatura de trabalho mais elevada e tensão menor para o fluxo escoamento.

- Determinou-se o Q -valor maior ou igual a 0,8 para a adequada redução do vazio, igual a 99% para o processo 4DFD e 96% para o convencional com 2 bigornas.
- O comportamento do fechamento dos vazios analisado por meio do seu formato, sendo predominantemente arredondado para o 4DFD, confirma as resultantes do estado de triaxialidade de tensões mais compressivas encontradas no modelo numérico. No forjamento com 2 bigornas, com formatos variados entre achatado, ovalizado e arredondado, também confirma o modelo numérico com a alternância das resultantes trativas e compreensivas.
- A produtividade para o processo 4DFD foi 40% maior, o que permitiu uma temperatura final de forjamento maior e microestrutura com granulação mais fina na barra bruta de forja.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] HELMAN, H.; CETLIN, P. R. Fundamentos da Conformação Mecânica dos Metais. 2ª. ed. São Paulo: Artliber, 2013.
- [2] BRESCIANI, E.; SILVA, I. B.; BATALHA, G. F.; BUTTON, S. T. Conformação Plástica dos Metais. 6ª edição, 2011.
- [3] METALS HANDBOOK DESK EDITION (ASM International) - Crystallographic Terms and Basic Concepts. 2nd Edition, 1998.
- [4] LIN, Y.C.; CHEN, M-S.; ZHONG, J. Prediction of 42CrMo steel flow stress at high temperature and strain rate. School of Mechanical and Electrical Engineering, Central South University, China. Available on Science Direct, Mechanics Research Communications 35 (2008) 142–150.
- [5] CHOI, S. K. et al. Optimization of Open Die Forging of Round Shapes Using FEM Analysis. Journal of Materials Processing Technology, 172, 2006, p. 88-95.
- [6] Site: <https://www.villaresmetals.com.br/villares/pt/Empresa/Producao/Forjaria> em 26/10/2020.
- [7] SIŃCZAK, J. et al. Analysis of Microstructure Evolution in the Forging Process of a Windmill Main Shaft. Steel Research International, 77, 2006. 583-589.
- [8] BROSSI, A. Untersuchung über den einfluss des schmiedens auf die mechanischen eigenschaften bei freiformschmiedestucken. In: International Forgersmasters Conference, 1952. A influência do Forjamento sobre as Propriedades Mecânicas dos Forjados em Matriz Aberta. Tradução realizada pela SEIQ (Serviços de Engenharia Industrial e Qualidade), revisão 4, 2008.
- [9] ROSENSTOCK, D.; MELZNER, A.; HIRT, G. Analysis of Pore Closure in Open Die Forging by Experimental and Numerical Simulation. Institute of Metal Forming, RWHT Aachen University. Aachen, Germany, 2014.
- [10] COSTA E SILVA, A. L. V.; MEI, P. R. Aços e Ligas Especiais. 2ª edição, São Paulo, Blucher, 2006.
- [11] ASM METALS HANDBOOK VOLUME 14 (ASM International). Forming and Forging - Dies and Die Materials for Hot Forging. 9th Edition, 1988.

- [12] LAZORKIN, V.; MELNYKOV, Y. New Technologies of Forging of Ingots and Blanks by Four Die in Open-Die Forging Presses. 18th International Forgemasters Meeting. Pittsburgh, PA, USA, 2011.
- [13] LAZORKIN, V.; LAZORKIN, D. Technologies, Machines and Devices for Forging between Four Dies. Zaporozhye : Status, 2019.
- [14] OLIVEIRA, P. A. M.; FROTA JR, R. T. C.; FARINA, P. F. S. Estudo do Fechamento de Vazios Comparando o Processo de Forjamento em Matriz Aberta Utilizando o “Four Die Forging Device” e o Forjamento Convencional. 37th SENAFOR. Porto Alegre, RS, Brazil, 2017.
- [15] LAZORKIN, V.; PETROV, N. Four-Die Radial Forging Device – An Attached Improvement for Conventional Forging Presses. 16th International Forgemasters Meeting. Sheffield, UK, 2006.
- [16] SABY, M.; BOUCHARD, P.-O.; BERNACKI, M. Void closure criteria for hot metal forming: A review. *Journal of Manufacturing Processes*, Volume 19, 2015, Pages 239-250.
- [17] LLANOS, J. M.; ET AL. Improvement of central soundness in long products from a through process control of solidification and reheating and rolling. *Research Fund for Coal and Steel*. [S.l.]. 2008.
- [18] ÖVERSTAM, H.; JARL, M. Fem-simulation of drawing out in open die forging. *Steel Res Int* 2004, 75(12):812–7.
- [19] ZHANG, X. et al. Multi-scale Analysis of Void Closure for Heavy Ingot Hot Forging. *Modern Applied Science*, v. 6, p. 15-25, 2012.
- [20] BANASZEK, G.; STEFANIK, A. Theoretical and laboratory modelling of the closure of metallurgical defects during forming of a forging. *Journal of Materials Processing Technology*, 2006, 177(1–3):238–42.
- [21] ARAKI, S.; TSUDA, O.; MATSUSHITA, T.; SATO, T.; OCHI, T. *Proceedings of the Japanese Spring Conference for the Technology of Plasticity*. 1986, pp.383-386. (ISSN: 09191925)
- [22] KISHIMOTO, A.; ARIKAWA, T.; KAKIMOTO, H.; YOSHIDA, T; KAGAWA, Y. The Development of an Optimum Forging Pass Schedule for Open-Die Forging. *Steel Casting & Forging Division, KOBE STEEL Ltd*. 2011, pp. 344–348.

- [23] KAKIMOTO H. et al. Development of forging process design to close internal voids. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 210, p. 415–422, 2010.
- [24] KOBAYASHI, S.; OH, S.; ALTAN, T. *Metal Forming and the Finite-Element Method*. New York: Oxford University Press, 1989.
- [25] WU, W.T.; LI G.; ARVIND A.; TANG J.P. Development of a three-dimensional finite element method based process simulation tool for the metal forming industry, in: *Proceedings of the Third Biennial Joint Conference on Engineering Systems Design and Analysis*, Montpellier, France, July 1-4, 1996.
- [26] SFTC (Scientific Forming Technologies Corporation). *DEFORM™-3D v11.3 System Documentation. User's Manual*. Columbus, Ohio, 2018.
- [27] Frota Júnior, Roberto Tibúrcio Canito. *Avaliação de Parâmetros do Processo de Forjamento a Quente em Matriz Aberta pelo Método de Elementos Finitos*. Tese de mestrado – Curso de Engenharia Aeronáutica e Mecânica – Área de Mecânica dos Sólidos e Estruturas. Instituto Tecnológico de Aeronáutica. São José dos Campos, 2009.
- [28] Oh^a, S. I.; WU, W. T.; ARIMOTO, K. Recent Developments in Process Simulation for Bulk Forming Processes. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 111, p. 2-9, 2001
- [29] CHUN, S. M.; VAN TYNE, C. J.; MOON, Y. H. FEM Analysis of Void Closure Behavior During Open Die Forging of Rectangular Billets. *Steel Research International*, v. 77, n. 2, p. 116-121, 2006.
- [30] CHEN, K. et al. Strain function analysis method for void closure in the forging process of the large-sized steel ingot. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 51, p. 72-77, 2012.
- [31] GUO, Z.; SAUNDERS, N.; SCHILLÉ J.P.; MIODOWNIK A.P. Modelling high temperature flow stress curves of titanium alloys. Sente Software Ltd, Surrey Technology Centre, Guildford, GU2 7YG, U.K. Included in the MRS International Materials Research Conference, 9-12 June 2008, Chongqing, China.
- [32] ASTM International Designation: A388/A388M – 19. *Standard Practice for Ultrasonic Examination of Steel Forgings*. West Conshohocken, PA 19428-2959. United States, 2019.

- [33] ASTM International Designation: E381 – 20. Standard Method of Macroetch Testing Steel Bars, Billets, Blooms, and Forgings. West Conshohocken, PA 19428-2959. United States, 2020.
- [34] ASTM International Designation: E407 – 07 (Reapproved 2015). Standard Practice for Microetching Metals and Alloys. West Conshohocken, PA 19428-2959. United States, 2016.
- [35] ASTM International Designation: E384 – 17. Standard Test Method for Microindentation Hardness of Materials. West Conshohocken, PA 19428-2959. United States, 2017.
- [36] SAE International: Aerospace Material Specification AMS-STD-2154™ Rev. E. Inspection, Ultrasonic, Wrought Metals, Process for. United States, Revised 2021-07.
- [37] BUTTON, S. T. Conformação Plástica dos Metais. Apostila para o Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da UNICAMP. Campinas, 2001.