FÁBIO CRUZ RIBEIRO

**MODELAGEM NUMÉRICA DA MANUFATURA DE PAINÉIS
AERONÁUTICOS PELO PROCESSO DE CONFORMAÇÃO POR
FLUÊNCIA COM ENVELHECIMENTO**

São Paulo
2013

FÁBIO CRUZ RIBEIRO

**MODELAGEM NUMÉRICA DA MANUFATURA DE PAINÉIS
AERONÁUTICOS PELO PROCESSO DE CONFORMAÇÃO POR
FLUÊNCIA COM ENVELHECIMENTO**

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São Paulo
para obtenção do título de Mestre em
Ciências

São Paulo
2013

FÁBIO CRUZ RIBEIRO

**MODELAGEM NUMÉRICA DA MANUFATURA DE PAINÉIS
AERONÁUTICOS PELO PROCESSO DE CONFORMAÇÃO POR
FLUÊNCIA COM ENVELHECIMENTO**

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São Paulo
para obtenção do título de mestre em
Ciências

Área de concentração:
**Engenharia Mecânica de Projeto e
Fabricação**

Orientador:
Prof. Dr. **Gilmar Ferreira Batalha**

São Paulo
2013

Este exemplar foi revisado e alterado em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e anuência de seu orientador.

São Paulo, 20 de setembro de 2013.

Assinatura do autor

Assinatura do orientador

FICHA CATALOGRÁFICA

Ribeiro, Fábio Cruz

Modelagem numérica da manufatura de painéis aeronáuticos pelo processo de conformação por fluência com envelhecimento / F.C. Ribeiro. – versão corr. -- São Paulo, 2013. 165 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos.

1.Fluência dos materiais 2.Conformação mecânica 3.Ligas metálicas 4.Manufatura 5.Método dos elementos finitos I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos II.t.

DEDICATÓRIA

Dedico esta obra à minha querida tia Leonor Augusto Beltramini Cruz.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente gostaria de agradecer inicialmente aos meus pais Sergio e Vera Lúcia pelo esforço realizado para que eu tivesse a melhor educação possível. À minha família inteira pelo apoio incondicional e constante durante toda a minha vida, e pela transmissão de sabedoria para lidar com as dificuldades que todo desafio proporciona. À minha namorada Érica que me aconselhou em momentos decisivos durante a realização desse trabalho.

Gostaria de agradecer à orientação do professor Gilmar Batalha por abrir portas para que eu pudesse desenvolver o mestrado e me motivar durante o período de pesquisa. Aos colegas da Embraer e do laboratório LEFA que ajudaram direta ou indiretamente na realização desse trabalho.

À Embraer por ter colaborado ativamente, tanto financeiramente quanto com a realização de experimentos e orientação.

EPÍGRAFE

“No meio de qualquer dificuldade encontra-se a oportunidade”

(Albert Einstein)

RESUMO

Esta dissertação tem como objetivo modelar numericamente a manufatura de painéis aeronáuticos de ligas AA7XXX com dupla curvatura variáveis sem reforçadores por meio do processo de conformação por fluência com envelhecimento (CFE). A fundamentação dos fenômenos processo CFE foram estudadas com ensaios de tração à quente, fluência e microscopia eletrônica de transmissão (MET) em amostras de AA7050. Utilizou-se a liga AA7010 e ensaios de fluência da literatura para a aplicação de modelos uniaxiais tanto simplificados quanto unificados para predição do comportamento de fluência com envelhecimento. Um modelo uniaxial unificado foi implementado programa de método dos elementos finitos MSC.Marc por meio de uma sub-rotina codificada em FORTRAN. Em seguida, construiu-se uma metodologia para se simular a fabricação de um revestimento feito de AA7475. Comparou-se a geometria obtida com a de um experimento real. Os resultados da modelagem uniaxial mostram que o modelo obtido é 46% mais exato que o modelo da literatura utilizado como referência e podem ser melhorados caso a influência do envelhecimento na fluência seja mais adequadamente quantificado. O método de simulação do processo CFE se mostrou aderente ao comportamento do material e pode ser mais exato conforme se melhore a modelagem do material.

Palavras-chave: *Fluência; Conformação Mecânica; alumínio; Manufatura; Método dos Elementos Finitos, Conformação por fluência com envelhecimento.*

ABSTRACT

This dissertation aims to model numerically the manufacture of aircraft wing panels with double variable curvature and without stringers by creep age forming (CAF) process. The phenomena fundamentals were studied using AA7050 alloy samples through hot tensile, creep tests and transmission electron microscopy (TEM). The modeling of creep behavior under uniaxial and aging condition was performed using both simplified and unified models and compared with literature data for the alloy AA7010. A unified model was implemented in MSC.Marc finite elements method program through a subroutine coded in FORTRAN. Then, it was built a methodology to simulate an AA7475 panel forming. The obtained geometry was compared with a real experiment. The uniaxial modeling results show that the obtained simplified model is 46% more exact than the literature model, utilized as reference. These results can be improved if the ageing influence on creep is better quantified. The simulation method has described the material behavior, but there are limitations due to the power law material model.

Keywords: *Creep, Metal Forming, aluminum, Manufacture, Finite Element Method, Creep Age Forming.*

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Demonstrador de uma peça teste da Dassault Aviation usinada plana e conformada por CFE da empresa Alenia. [3].....	26
Figura 2. Revestimento de asa integralmente usinado do avião Airbus A380. [5].....	26
Figura 3. Esquema com a localização da peça objeto de estudo no contexto do avião. [6].....	26
Figura 4. Imagem da montagem da asa do avião A380 no momento em que as principais peças (longarinas, painéis e nervuras) estão posicionadas no ferramental. [7]	26
Figura 5. Comparação de custos de processos de conformação. [3].....	27
Figura 6. Tensão residual em chapas de liga de alumínio AA7075 conformada com o mesmo raio de curvatura. [8]	27
Figura 7. Análise 3DAP de liga 7075 envelhecida sob tensão durante 4 horas à 108 °C. [3].....	28
Figura 8. Tensão equivalente a após descarregamento e o retorno elástico. [14]	28
Figura 9. Dispositivo para realização da CFE com o uso de pinos. [21]	33
Figura 10. Dispositivo para realização da CFE com o uso de matriz. [21]	33
Figura 11. Molde CFE para painel de asa do Gulfstream G-5. [21].....	34
Figura 12. Imagem de CAD da estrutura do ferramental do revestimento de asa do avião A380. [5].....	34
Figura 13. Conceito de conformação por fluência com envelhecimento em autoclave. [8]	34
Figura 14. Esquema do processo de conformação por fluência com envelhecimento. [3]	36
Figura 15. Caminho realizado pelo material em um diagrama tensão versus deformação. [23].....	37
Figura 16. Perfil de tensão em função da distância à linha neutra em uma placa logo após a etapa dois da CFE. [23]	37
Figura 17. Revestimento de asa antes de ser colocado na autoclave. [30]	38

Figura 18. Mapas de mecanismos de fluência para o alumínio. (a) destaque à região de aplicação da CFE. (b) alumínio puro com tamanho de grão 10 µm, incluindo uma transição para uma lei de potência. (c) alumínio puro com tamanho de grão 10 µm. Em (c) a fluência por discordâncias (Harper -Dorn) é substituída pelo mecanismo de fluência de fluxo difusivo. Adaptado de [33]	40
Figura 19. Gráfico com a correlação entre as taxas de deformação e transição entre os mecanismos controladores da fluência para as ligas AA7475 e AA6056. [35].....	42
Figura 20. Curva típica de um ensaio de fluência para ligas de alumínio. [36]	43
Figura 21. Gráfico de relaxação da liga AA7475 partindo da condição TAF. Tensões iniciais de 141MPa, 197MPa, 253MPa e 295MPa. [35].....	45
Figura 22. Micrografias por MET e região ampliada em torno da posição {110} de uma liga 2XXX após envelhecimento de T3 até T8 sob tensão: (a) 67MPa (30% da tensão de escoamento), (b) 112MPa (50% da tensão de escoamento), (c) 157MPa (70% da tensão de escoamento), (d) 202MPa (90% da tensão de escoamento). [39]	46
Figura 23. Micrografias feitas por MET e padrões DEAS no plano <001> da liga AA7475 envelhecido até T7351 (a) convencionalmente e (b) sob tensão de tração constante de 245MPa. [39]	47
Figura 24. Imagens TEM de campo claro e os correspondentes padrões DEAS intra-grão e próximos ao contorno de grão de amostras conformadas por CFE a 150°C. (a e b) 6h, (c e d) 24h, (e e f) 72h. [16]	48
Figura 25. Evolução da precipitação durante o tratamento térmico em temperatura constante. (r) tamanho, (fv) fração volumétrica e (n) densidade. [43].....	50
Figura 26. Representação da evolução da microestrutura durante o envelhecimento. [9]	50
Figura 27. Micrografias feitas por MET mostrando anéis de discordâncias em torno de precipitados não deformáveis (Orowan) e precipitados deformáveis cisalhados. Os precipitados são AL ₃ LI. [43]	51
Figura 28. Desenho esquemático mostrando a transição entre partículas cisalhadas e contornadas pelas discordâncias. [43].....	51
Figura 29. Desenho esquemático das etapas de processamento para AA7XXX. [43]	52
Figura 30. Tratamento termomecânico para AA7XXX. [43]	52

Figura 31. Comparação da tensão de escoamento de chapas 7075 resultado do tratamento térmico de precipitação em uma etapa (171°C), curva a, e em duas etapas (121 e 171°C), curva b. O aumento na tensão de escoamento da liga 7050 dado pelo envelhecimento em duas etapas é maior. Adaptado de [44].	53
Figura 32. Comparação de curvas de fluência para diferentes condições iniciais: solubilizada e pré-envelhecida. [10]	55
Figura 33. Desenho esquemático que correlaciona microestruturalmente o envelhecimento com a movimentação das discordâncias. Letras e símbolos explicados no texto. [43].	55
Figura 34. Raio médio da partícula em função da profundidade de um corpo de provas feito de AA7475 após um ensaio de CFE cujo carregamento corresponde à flexão. Adaptado de [45].	56
Figura 35. Efeito da tensão (254MPa) no envelhecimento da liga AA7475. [47]	57
Figura 36. Efeito da fluência na cinética de precipitação da liga AA7449 a 180°C. (A) raio da partícula. (B) fração volumétrica de precipitados. A evolução da tensão na amostra submetida à fluência e envelhecimento de 380 MPa é mostrada em cinza. As linhas verticais limitam os estágios do tratamento termomecânico: a primeira é o fim da rampa de aquecimento; a segunda o fim da taxa de deformação constante durante o estágio de carregamento, e as últimas duas limitam o estágio de fluência. [43]	58
Figura 37. Ensaio de fluência da liga 7B04 realizados à 155°C e as respectivas curvas calculadas. [55].	66
Figura 38. Comparação entre modelo (linhas sólidas) e ensaios de fluência (símbolos) para a liga AA7010 realizados à 150°C. [10].	68
Figura 39. Fluxograma que resume a ideia básica de solução por mutações usada pelos algoritmos evolutivos. [56].	71
Figura 40. Planilha utilizada para realizar o ajuste do modelo de fluência de Marin-Pao [31].	73
Figura 41. Planilha utilizada para realizar o ajuste do modelo de fluência pela lei de potência.	74
Figura 42. Fluxo para implementação do modelo unificado no MSC.Marc.	75
Figura 43. Programa para obtenção das constantes do modelo de Ho [10]. [62]	75
Figura 44. Esquema do programa para integração das equações do modelo implementado em FORTRAN. A letra t indica o instante de uma dada iteração l e h é o passo adotado.	77

Figura 45. Tela de configuração do material a ser simulado.....	79
Figura 46. Escolha por uma sub-rotina do usuário.....	80
Figura 47. Escolha do arquivo da sub-rotina.....	81
Figura 48. Esquema de verificação da sub-rotina com o modelo de Ho [10] embarcado no MSC.Marc.....	81
Figura 49. Comparação entre inserção da tensão por meio de forças nodais e via sub-rotina do usuário para o cálculo de deformações equivalentes por fluência. (a) Deformação por fluência quando a tensão é imposta por meio de forças nodais, (b) Deformação por fluência quando a tensão é imposta diretamente na sub-rotina e (c) deformação elástica para esse ultimo caso.....	82
Figura 50. Correlação entre modelo do material e demais elementos do modelo do processo.....	83
Figura 51. Comparação entre deformação com linearidade geométrica e sem.	85
Figura 52. Peça com duas curvaturas variáveis.....	86
Figura 53. Fixação da peça no ferramental com o uso de réguas. Nesse caso, embora a peça tenha seus graus de liberdade restringidos, virtualmente a peça se comporta como corpo rígido no começo da análise.	88
Figura 54. Esquema de análise de elasticidade unidimensional. [64]	89
Figura 55. Simplificação na geometria da peça conformada.....	93
Figura 56. Linhas de corte para medição da peça conformada experimentalmente e pela simulação.	93
Figura 57. Medidas de dureza da liga AA7050 a partir da condição TAF. [66]	96
Figura 58. Evolução da dureza em função do tempo durante envelhecimento artificial realizado à 163°C. [66]	97
Figura 59. Corpo de provas e das garras que serão utilizados nos ensaios de tração à quente e fluência. [66]	98
Figura 60. Montagem do corpo de provas no sistema de garras utilizado nos ensaios. [67]	98
Figura 61. Curva tensão deformação para a liga AA7050 nas condições T7451 e TAF a 177°C e velocidade da garra igual a 20 mm/min. ensaios realizados por Levi O. Bueno adquiridos pela Embraer e adaptado de [66].	100

Figura 62. Curva tensão deformação para a liga AA7050 nas condições T7451 e TAF a 177°C e velocidade da garra igual a 0,5 mm/min. ensaios realizados por Levi O. Bueno adquiridos pela Embraer e adaptado de [66]	100
Figura 63. Curva tensão deformação para a liga AA7050 a 177°C e velocidade da garra igual a 0,01mm/min. Relatório interno Levi O. Bueno para Embraer e adaptado de [66]......	100
Figura 64. Ilustração de uma máquina de fluência típica. [62]	103
Figura 65. Curva de deformação por fluência para a liga AA7050 a 177°C e 190MPa. (ensaios realizados por Levi O. Bueno adquiridos pela Embraer) [66]......	104
Figura 66. Calibração da foto no programa de análise de imagens Image pro Plus 7.0. [66]	105
Figura 67. Micrografias eletrônicas de transmissão amostra AA7050-TAF. [66].	106
Figura 68. Distribuição de diâmetros equivalentes para os precipitados presentes na microestrutura da liga AA7050-TAF. [66].	107
Figura 69. Comparação entre o modelo de Marin-Pao [31] e a curva experimental de deformação por fluência com envelhecimento da liga AA7010 à 150°C [10] com tensão de 302,9MPa.....	109
Figura 70. Comparação entre o modelo de Marin-Pao [31] e a curva experimental de deformação por fluência com envelhecimento da liga AA7010 à 150°C [10] com tensão de 325,2MPa.....	110
Figura 71. Comparação entre o modelo de Marin-Pao [31] e a curva experimental de deformação por fluência com envelhecimento da liga AA7010 à 150°C [10] com tensão de 336,3MPa.....	110
Figura 72. Comparação entre o modelo de Marin-Pao [31] e a curva experimental de deformação por fluência com envelhecimento da liga AA7010 à 150°C [10] com tensão de 352,8MPa.....	111
Figura 73. Gráfico da constante A em função da tensão.	112
Figura 74. Gráfico da constante k em função da tensão.	112
Figura 75. Gráfico da constante B em função da tensão.	113
Figura 76. Comparação do modelo simplificado construído através do modelo de Marin-Pao [31] e funções potenciais em relação aos dados experimentais [10] e o modelo de Ho [10].	114

Figura 77. Comparação entre resultado experimental [10] e o modelo simplificado de Marin-Pao [31] modificado somado com função parabólica representando o distúrbio do envelhecimento.	116
Figura 78. Lei de potência aplicada ao regime secundário da fluência com envelhecimento.	117
Figura 79. Erro do modelo de lei de potência para se simular a fluência com envelhecimento.	118
Figura 80. Relação de convergência em função do passo de integração para um valor de alfa igual a 1,3.	119
Figura 81. Curvas resultantes da integração do modelo de Ho [10] para fluência com envelhecimento em função do passo.	119
Figura 82. Resultados das implementações do modelo de Ho [10] em MATLAB, FORTRAN e MSC.Marc em comparação à curva do artigo da referência [10] para tensão igual a 302,9MPa.	120
Figura 83. Resultados das implementações do modelo de Ho [10] em MATLAB, FORTRAN e MSC.Marc em comparação à curva do artigo da referência [10] para tensão igual a 325,2MPa.	120
Figura 84. Resultados das implementações do modelo de Ho [10] em MATLAB, FORTRAN e MSC.Marc em comparação à curva do artigo da referência [10] para tensão igual a 336,3MPa.	121
Figura 85. Resultados das implementações do modelo de Ho [10] em MATLAB, FORTRAN e MSC.Marc em comparação à curva do artigo da referência [10] para tensão igual a 352,8MPa.	121
Figura 86. Curvas de deformação por fluência com envelhecimento para tensão de 325,2MPa fornecida pelo MSC.Marc em função do passo.	122
Figura 87. Duração do estágio primário da fluência em função da tensão de ensaio.	123
Figura 88. Tamanho do raio do precipitado após 24 horas de fluência com envelhecimento em função da tensão imposta.	123
Figura 89. Ajuste para encontrar o modelo utilizado na simulação de conformação.	125
Figura 90. Erro ao se privilegiar uma única curva ou realizar o ajuste baseado em poucas curvas. Nesse caso, $n=12$ e $A=1.10^{-31}$	126
Figura 91. Curva de pressão utilizada na simulação da CFE.	127

Figura 92. Gráfico que relaciona a duração da simulação com a quantidade de iterações que o solver implícito e passo constante (igual a 0,1) faz para atingir uma condição de convergência de 0,01.	128
Figura 93. Mapa de deformações por fluência após a conformação utilizando elemento com as dimensões 100mm por 100mm por 1mm. 4000 elementos no total. Na figura é mostrada a face da placa em contato com o ferramental.....	129
Figura 94. Mapa de deformações por fluência após a conformação utilizando elemento com as dimensões 50mm por 50mm por 1mm. Na figura é mostrada a face da placa em contato com o ferramental.....	129
Figura 95. Condição de contato da peça sobre o ferramental. Pressão imposta de 0,7MPa. Amarelo denota regiões onde há contato e em azul, onde não há.	130
Figura 96. Distribuição de tensões de von Mises na face superior da peça em MPa após a pressão atingir 0,7MPa.....	130
Figura 97. Tensão na direção Y apresentada pela placa logo após o término da elevação de pressão.	131
Figura 98. Mapa de tensão equivalente von Mises na face superior após a etapa de conformação por fluência com envelhecimento com duração de 24 horas.	132
Figura 99. Gráfico mostra a evolução da tensão na direção Y em função da distância da face interior da peça na região indicada na figura 97.....	132
Figura 100. Mapa de deformação por fluência após 24 de conformação.....	133
Figura 101. Gráfico mostra a evolução das deformações por fluência, elástica e total na direção Y no nó indicado na figura 97.	134
Figura 102. Mapa de tensões de von Mises em MPa na face superior da peça após a desmoldagem.	135
Figura 103. Mapa de tensões de von Mises em MPa na face inferior da peça após a desmoldagem.	136
Figura 104. Tensão residual na direção transversal ou corda (eixo Y) em função da distância da face inferior da peça na região indicada na figura 97....	136
Figura 105. Tensão residual na direção longitudinal (eixo X) em função da distância da face inferior da peça na região indicada na figura 97.....	137
Figura 106. Tensão residual na direção ortogonal (direção Z) em função da distância da face inferior na região indicada na figura 97.....	137

Figura 107. Desvios absolutos em milímetros entre as superfícies da peça medida e simulada com o MSC.Marc.....	138
Figura 108. Modelo do problema.....	150
Figura 109. Tensão na peça em função da espessura obtida analiticamente.....	152
Figura 110. Modelo da análise 3D.....	154
Figura 111. Resultados em MPa da análise 3D sem considerar o coeficiente de Poisson.	155
Figura 112. Resultado em MPa da análise 3D considerando o coeficiente de Poisson.	156
Figura 113. Resultados da análise com elementos de casca. Escala em MPa.	157
Figura 114. Modelo de atrito de Coulomb. [52].	159
Figura 115. Diferentes aproximações para o modelo de atrito de Coulomb. [52]....	159
Figura 116. Diagrama de funcionamento do MSC.Marc.[52]	162
Figura 117. Método de Newton-Raphson.[52].....	163
Figura 118. Exemplo de função não resolvida método de Newton-Raphson.[52]...	164
Figura 119. Esquema de funcionamento do algoritmo <i>arc-length</i> .[52]	164

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Liga de alumínio e expoente para a lei de potência. Adaptado de [51]	61
Tabela 2. Cabeçalho da subrotina do usuário para programação de equações constitutivas para CFE.	79
Tabela 3. Condições de contorno para fixar peças sem planos de simetria na simulação da CFE.	88
Tabela 4. Condições de ensaio e dados para simulação da peça com dupla curvatura variável.	92
Tabela 5. Composição química da liga AA7050 (% peso)	94
Tabela 6. Tratamentos térmicos da liga AA7050.....	95
Tabela 7. Ensaio de tração a quente propostos.	97
Tabela 8. Resumo dos resultados obtidos pelos ensaios de tração a quente. Adaptado de [66].	101
Tabela 9. Ensaio de fluência propostos.....	102
Tabela 10. Comparação entre deformação de engenharia e verdadeira.	103
Tabela 11. Constantes do modelo Marin-Pao [31] para cada tensão utilizada.....	111
Tabela 12. Estatísticas para cada ajuste realizado.	111
Tabela 13. Constantes do modelo Marin-Pao [31] com restrição de coeficiente de correlação mínimo.	113
Tabela 14. Constantes do modelo proposto pela equação (48).	114
Tabela 15. Estatísticas do ajuste realizado com a equação (48).	114
Tabela 16. Constantes do modelo de lei de potência.....	116
Tabela 17. Coeficientes angulares das curvas obtidas.	116
Tabela 18. Estatísticas dos ajustes das curvas ao modelo de lei de potência.	117
Tabela 19. Comparação entre flechas e retornos elásticos entre as peças medida e simulada.	139
Tabela 20. Dados de entrada do problema.	151
Tabela 21. Funcionalidades de algoritmos de solução de sistemas lineares disponíveis no MSC.Marc. Adaptado do manual do usuário [52].	165

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AA	Aluminum Association
CAF	Creep Age Forming
CFE	Conformação por Fluência com Envelhecimento
MEF	Método dos Elementos Finitos
TAF	Temper for Ageform (Têmpera para conformação por fluência com envelhecimento)
MET	Microscopia Eletrônica por Transmissão
GP	Guinier-Preston
3DAP	Three-dimensional Atom Probe (Sonda Atômica Tridimensional)
PEC	Programação Evolucionária Clássica
PER	Programação Evolucionária Rápida
PERA	Programação Evolucionária Rápida Aperfeiçoada
PFZ	Precipitation-Free Zone
SAED	Selected Area Electron Diffraction (Deas – Difração de elétrons em área selecionada)
SAXS	Small Angle X-ray Spectroscopy (Espectroscopia de Raio X de Baixo Ângulo)
SS	Steady-State (Regime Permanente)
SSSS	Solução Sólida Super Saturada

LISTA DE SÍMBOLOS

a_1	Constante do material na equação (48)	MPa^{-N_1}
a_2	Constante do material na equação (48)	$MPa^{-N_2} \cdot h^{-1}$
a_3	Constante do material na equação (48)	$MPa^{-N_3} \cdot h^{-1}$
A	Constante do material nas equações (11), (13) e (26)	h^{-1}
A_1	Constante do material na equação (9)	-
A_{mp}	Constante do material na equação (12)	-
$b(x)$	Força axial por comprimento na equação (43)	Nm^{-1}
B	Constante do material nas equações (21), (24) e (26)	MPa^{-1}
B_1	Constante do material na equação (9)	-
B_{mp}	Constante do material na equação (12)	h^{-1}
C_1	Constante do material na equação (9)	-
C_0	Constante do material na equação (28)	h^{-1}
C_A	Constante do material na equação (29)	MPa
C_{SS}	Constante do material nas equações (26) e (30)	MPa
E	Módulo de elasticidade à tração	-
D	Constante do material na equação (24)	-
f_1	Constante do material na equação (17)	MPa
f_v	Fração de volume do precipitado	-
g_1	Constante do material na equação (17)	-
ΔG_v	Variação volumétrica de energia livre de Gibbs	J
ΔG^*	Variação Energia livre crítica (barreira energética para nucleação de precipitados)	J
h	Espessura de uma placa ou chapa	mm
h_c	Constante do material nas equações (22) e (27)	MPa
H	Tensão reversa	MPa
H^*	Tensão reversa relativa em condição de saturação	
H_m	Tensão reversa máxima	MPa
I	Momento de Inércia de área	m^4
k	Constante do material na equação (12)	h^{-1}
m_0	Constante do material na equação (28)	-
m_1	Constante do material na equação (28)	-
m_2	Constante do material na equação (29)	-
m_3	Constante do material na equação (30)	-
M	Momento fletor	Nm
n	Constante do material nas equações (11), (13), (26)	-
N_1	Constante do material na equação (48)	-
N_2	Constante do material na equação (48)	-
N_3	Constante do material na equação (48)	-
Q	Raio do precipitado máximo	nm
r	Raio do precipitado	nm
r^*	Raio do precipitado crítico para nucleação	nm
t	Tempo	h
t_0	Tempo no instante inicial	h
T	Temperatura	$^{\circ}C$
T_H	Temperatura homóloga do material	-
ΔU	Energia de deformação	J

α_k	Variáveis de estado k-ésima	
γ	Energia interfacial entre precipitados e matriz	$J.m^{-2}$
ε	Deformação	-
ε_0	Deformação elástica inicial	-
$\dot{\varepsilon}$	Taxa de deformação	s^{-1}
ε_{ij}	Tensor das deformações. i e j variam de 1 até 3.	-
$\dot{\varepsilon}_{ss}$	Taxa de deformação em regime permanente	s^{-1}
ε^E	Deformação elástica	-
ε^P	Deformação plástica	-
ε^I	Deformação inelástica	-
ε^c	Deformação por fluência	-
ε^T	Deformação devido a dilatação térmica	-
ε^{Tot}	Deformação total	-
$\varepsilon^{experimento}$	Deformação obtida através de um experimento	-
ε^{modelo}	Deformação obtida através de um modelo matemático	-
φ	Variável do modelo de Kowalewski	-
η, η'	Fases microestruturais das ligas Al-Zn-Mg	
η_i	Desvio padrão para mutações gaussianas	
μ	Coeficiente de atrito	-
ν	Módulo de Poisson	-
ρ	Raio de curvatura	mm
σ	Tensão	MPa
σ_A	Contribuição de tensão devido ao envelhecimento	MPa
σ_{SS}	Contribuição de tensão devido a solução sólida	MPa
σ_A	Contribuição de tensão devido ao envelhecimento	MPa
σ_e	Tensão equivalente	MPa
σ_y	Tensão de escoamento (yield stress)	MPa
x	Vetor de parâmetros de um modelo	-
ω_2	Variável do modelo de Kowalewski	-

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	24
1.1	Colocação do problema	24
1.2	Organização do texto	29
2	OBJETIVOS	31
2.1	Objetivos gerais	31
2.2	Objetivos específicos	31
3	FUNDAMENTOS TEÓRICOS	32
3.1	Definição do processo de conformação por fluência com envelhecimento ..	32
3.2	Histórico do processo CFE na indústria	38
3.3	Fenomenologia da fluência no contexto da CFE	39
3.3.1	Fluência em ligas de alumínio em função da tensão e temperatura	40
3.3.2	Fluência em ligas de alumínio em função do tempo	43
3.4	Fenomenologia do envelhecimento no contexto da CFE	45
3.4.1	Precipitação em ligas 7XXX	45
3.4.2	Endurecimento por envelhecimento	48
3.4.3	Preparação da matéria-prima para a CFE	52
3.4.4	Correlação entre fluência e envelhecimento	54
3.5	Modelos para fluência com envelhecimento	58
3.5.1	Modelos simplificados	58
3.5.2	Modelos unificados	62
3.5.3	Métodos de obtenção das constantes do modelo	70

4	MATERIAIS E MÉTODOS	72
4.1	Implementação dos modelos de fluência	72
4.1.1	Modelos simplificados.....	73
4.1.2	Modelos unificados	75
4.2	Modelagem do processo CFE no programa MSC.Marc.....	83
4.2.1	Hipóteses.....	84
4.2.2	Discretização da peça	85
4.2.3	Condições de contorno.....	86
4.2.4	Tipos de análise e configuração do resolvidor por MEF.....	91
4.2.5	Metodologia para comparação entre simulações e experimentos	92
4.3	Procedimentos experimentais	94
4.3.1	Materiais	94
4.3.2	Ensaio Mecânicos.....	95
4.3.3	Comentários finais sobre os resultados experimentais.....	108
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	109
5.1	Implementação dos modelos de fluência com envelhecimento uniaxial	109
5.1.1	Modelos simplificados.....	109
5.1.2	Modelos unificados.....	118
5.1.3	Comentários finais sobre os modelos implementados.....	123
5.2	Modelagem do processo CFE no programa MSC.Marc.....	124
5.2.1	Modelo de material utilizado	124
5.2.2	Resultados da simulação do processo CFE	126
5.2.3	Comentários finais sobre os resultados da simulação da CFE.....	139
6	CONCLUSÕES.....	141
7	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	142

REFERÊNCIAS.....	143
A1. Apêndice 1 – Análise de malhas.....	1580
A1.1. Resolução analítica	151
A1.2. Resolução pelo MEF 2D - Estado plano de deformação	152
A1.3. Resolução pelo MEF 3D. Elementos sólidos.	153
A1.4. Resolução pelo MEF 3D. Elementos de casca.	156
A2. Apêndice 2 – Algoritmos do MSC.Marc na modelagem da CFE.....	158
A2.1. Algoritmos de atrito	158
A2.2. Algoritmos de contato	160
A2.3. Métodos numéricos para obtenção dos deslocamentos nodais	161
A2.4. Métodos para solução de sistema de equações não lineares	162
A2.5. Métodos de solução de sistemas lineares	165

1 INTRODUÇÃO

1.1 Colocação do problema

Na indústria aeronáutica as reduções de peso e do custo dos aviões são os temas mais debatidos. O peso de uma aeronave é um dos principais parâmetros de desempenho. Este interfere no consumo da aeronave, altura de cruzeiro, distância máxima de voo, carga máxima transportada, e, principalmente, no custo de operação.

A década passada marcou o início de uma transição no mercado aeronáutico. Voar de um ponto a outro deixou de ser um evento requintado para ser apenas mais uma maneira de transportar pessoas. A passagem não é mais impressa em papéis sofisticados, no lugar desses, basta um correio eletrônico. Muitas empresas imprimem o cartão de embarque no mesmo papel que os supermercados imprimem a nota fiscal da compra do mês.

Nos EUA, o maior mercado de aviação, a empresa American Airlines, uma das gigantes do setor de linhas aéreas, pediu concordata em 2011 após um ano de grandes prejuízos. Em 2005, Delta Airlines e a Southwest Airlines recorreram à lei da concordata e a fusões. A United Airlines ficou em concordata de 2002 até 2006 e se fundiu com a Continental [1]. No mercado brasileiro viram-se mudanças parecidas, a entrada das empresas Gol e Azul que adotaram uma política de barateamento das passagens e o desaparecimento de VASP e VARIG, que trabalhavam com o conceito antigo de transporte aéreo.

Os exemplos citados mostram que o mercado da aviação mudou. Essa realidade do mercado da aviação fez com que as fabricantes de avião lançassem novos programas de desenvolvimento com o objetivo de construir aeronaves mais econômicas e mais baratas. A empresa Boeing lançou o programa 737NG, que consiste na remotorização e modernização do consagrado modelo 737. Um pouco antes, a concorrente Airbus já havia lançado o projeto de modernização do A320, programa chamado de A320Neo. No final de 2011 a Embraer também anunciou que trabalhará na evolução do projeto dos E-Jets [2].

Com o peso e o custo sendo críticos há a necessidade de se produzir peças de maneira mais rápida e com melhor qualidade. Embora isso seja óbvio no contexto automotivo, nas empresas aeronáuticas a complexidade das peças é tão maior que o tempo de produção da peça, em relação à qualidade, não era prioridade. Agora, para que as empresas aeronáuticas sejam sustentáveis, as novas exigências do mercado forçam que os processos de manufatura sejam cada vez mais precisos, exatos, rápidos e robustos.

Dentro desse contexto, a técnica de conformação por fluência com envelhecimento (CFE) tem chamado a atenção da indústria aeroespacial para a fabricação de revestimentos de asa com grande espessura ou reforçados. Dentre os motivos destacam-se a precisão e exatidão do processo. A empresa BAe desenvolveu o revestimento superior do caça Hawk. Já a Textron aplicou este método nos painéis de asa do bombardeiro B1B, no jato executivo Gulfstream GIV e nos jatos comerciais A330 e A340 da Airbus. A empresa QinetQ projetou a fabricação da asa do avião Airbus A380, maior avião comercial do mundo, que teve tanto o revestimento quanto os reforçadores da asa fabricados por conformação por fluência com envelhecimento (CFE). Em 2004, o projeto Ageform, formado pela Airbus representando os aviões comerciais, a Alcan como fornecedora e pesquisadora de alumínio, a Sabca pelas aplicações no programa aeroespacial Ariane, a Dassault representante de aviação executiva e a universidade de Manchester, estudou o processo para utilizá-lo também na fabricação de fuselagem, revestimento inferior de asa e em aplicações astronáuticas [3].

Dentre as estruturas de painel de asa mais comuns, têm-se o painel integrado e o painel tipo montado (*"built-up"*). O primeiro é fabricado em uma única peça, ou seja, revestimento e reforçadores integrados. A Figura 1 mostra um painel usinado plano a partir de um único bloco de matéria prima e depois conformado por CFE. A segunda maneira de se obter o painel de asa consiste em manufaturar o revestimento e os reforçadores separadamente e depois uni-los por rebiteagem ou soldagem como mostra a Figura 2. A figura 3 apresenta a peça no contexto do avião e a Figura 4 mostra a montagem da asa do avião A380 e as principais peças da asa, o painel de asa, neste caso, é do tipo montado (*"built-up"*). Para maiores informações sobre projeto de estruturas aeronáuticas veja, por exemplo, o trabalho de Bruhn [4].

Figura 1. Demonstrador de uma peça teste da Dassault Aviation usinada plana e conformada por CFE da empresa Alenia. [3]

Figura 2. Revestimento de asa integralmente usinado do avião Airbus A380. [5]

Figura 3. Esquema com a localização da peça objeto de estudo no contexto do avião. [6]

Figura 4. Imagem da montagem da asa do avião A380 no momento em que as principais peças (longarinas, painéis e nervuras) estão posicionadas no ferramental. [7]

Determinar se um painel terá sua estrutura integrada ou montada depende de uma série de fatores que vão desde custo de matéria prima e o tamanho do avião até a tolerância ao dano da estrutura. Empresas como Boeing e Airbus, que fabricam aviões grandes, comumente adotam a estrutura montada, já a Embraer, Bombardier e Gulfstream adotam painéis integrados.

Quanto ao posicionamento da CFE em relação aos processos de conformação concorrentes, a figura 5 mostra uma comparação de custos entre os métodos de fabricação. Além disso, ao contrário de todos os processos concorrentes, jateamento, estiramento e calandragem, a CFE não atinge o regime plástico e, portanto, o nível de tensão residual é significativamente menor, como mostra a figura 6. Para a manufatura de revestimentos de asa, CFE, jateamento e a usinagem na forma são os processos mais utilizados. A usinagem na forma não é utilizada em aviões grandes devido a grande quantidade de matéria prima desperdiçada.

Figura 5. Comparação de custos de processos de conformação. [3]

Figura 6. Tensão residual em chapas de liga de alumínio 7075 conformada com o mesmo raio de curvatura. [8]

Para a tomada de decisão sobre a utilização de jateamento ou CFE há uma complexa análise. Do ponto de vista financeiro, a CFE tem um investimento inicial mais alto por necessitar de ferramentais dedicados à conformação e requerer equipamentos mais complexos, como a autoclave. Em termos de robustez do processo, a CFE tem maior repetibilidade e exatidão por não depender de operadores. Por isso, no caso de cadências maiores, pode tornar-se mais

competitiva que o jateamento. Por fim, quando se aborda o desempenho e qualidade da peça, revestimentos fabricados por CFE possuem tensões residuais mais baixas em tração e melhor acabamento superficial, o que melhora a vida em fadiga da peça e o desempenho aerodinâmico da aeronave.

Ao redor do mundo, alguns grupos têm estudado conformação por fluência com envelhecimento. No Reino Unido, a Universidade de Manchester participou do projeto Ageform [3] e tem apresentado trabalhos interessantes na área metalúrgica do processo. Por exemplo, a figura 7 mostra uma imagem gerada por uma sonda atômica tridimensional (3DAP) de precipitados dentro de um corpo de provas de alumínio AA7075.

Considerando que os precipitados diminuiriam a taxa de deformação por fluência, pesquisadores ingleses da Universidade de Birmingham e do Imperial College desenvolveram um conjunto de equações que predizem a deformação por fluência e a tensão residual para a CFE [9-11].

Na França, um grupo que foi coordenado por Chastel [12-13] também realizou estudos através do uso de modelos de fluência para prever a curvatura de estruturas, neste caso incluindo o efeito de reforçadores (*stringers*) [13].

Na China, pesquisadores da Universidade de Pequim realizaram simulações de conformação pelo método dos elementos finitos (MEF) com modelos de fluência acoplados [14]. A Figura 8 mostra a avaliação por simulação da tensão residual de uma peça após ser conformada por fluência com envelhecimento e sofrer o retorno elástico.

Figura 7. Análise 3DAP de liga 7075 envelhecida sob tensão durante 4 horas à 108°C. [3]

Figura 8. Tensão equivalente após descarregar e retorno elástico. [14]

Entre as publicações mais recentes, destaca-se um grupo iraniano que aborda a caracterização microestrutural da liga AA7075 [15-16]. Também artigos recentes publicados por pesquisadores britânicos que apresentam novos modelos para o envelhecimento sob fluência para a liga AA7055 [17-19]. Estes trabalhos anteriores foram compilados em um livro publicado em 2012 [20]. Geralmente esses centros de pesquisa possuem algum projeto ligado com a indústria, como no caso no qual esta dissertação se insere.

1.2 Organização do texto

No capítulo 1 procede-se uma introdução com a definição do objeto de estudo, colocação e contextualização do tema Manufatura de Painéis de revestimento de asas de avião pelo Processo de Conformação por Fluência com Envelhecimento de ligas de alumínio.

No capítulo 2 são apresentados os objetivos gerais e específicos desta dissertação, buscando desenvolver os modelos existentes para o processo de CFE e desenvolver uma metodologia para a simulação de peças com curvaturas variáveis em duas direções ortogonais, contrastada com valores de dados experimentais industriais.

No capítulo 3 são discutidos os fundamentos teóricos, apresentando-se os principais conceitos relacionados ao processo CFE. Define-se o processo e descreve-se a fenomenologia da fluência e do envelhecimento (endurecimento por precipitação) no contexto da CFE. Finalmente são apresentados os modelos de material para CFE mais utilizados.

O capítulo 4 de metodologia se divide em três partes. A modelagem uniaxial da fluência com envelhecimento, a metodologia para simulação da CFE com uso de um programa de elementos finitos e os métodos e resultados dos ensaios experimentais realizados pelo grupo do projeto ao qual esse trabalho faz parte, que forneceram dados de entrada para compreensão da CFE.

No capítulo 5 traz os resultados obtidos e as respectivas discussões.

As conclusões estão no capítulo 6.

São apresentadas no capítulo 7 algumas sugestões de trabalhos futuros para continuação do assunto.

Nos apêndices são mostrados alguns tópicos sobre análise de malha para a simulação da CFE e os principais algoritmos do MSC.Marc para simulação da CFE.

2 OBJETIVOS

2.1 Objetivos gerais

- Estudar os principais modelos de material existentes para o processo de conformação por fluência com envelhecimento de ligas de alumínio e desenvolver uma metodologia para a simulação de peças com dupla curvatura variável, presente em revestimento de asa de aviões, sem restrição nodal.
- Fundamentar a compreensão fenomenológica do processo de fluência com envelhecimento através de resultados experimentais de ensaios de tração à quente, dureza, fluência e caracterização microestrutural via microscopia eletrônica de transmissão (MET) em placas da liga de alumínio para a aplicação dos modelos CFE de formulação simplificada e de formulação unificada.

2.2 Objetivos específicos

1. Modelar numérico - analiticamente com uma formulação simplificada os ensaios uniaxiais de fluência com envelhecimento da liga AA7010 sob carga trativa, contrastando com dados experimentais da literatura.
2. Implementar um modelo unificado para ensaios uniaxiais de fluência com envelhecimento da liga AA7010 em um programa comercial do método de elementos finitos (MEF) por meio de uma sub-rotina de usuário.
3. Simular a conformação de uma placa de alumínio liga AA7475 pelo processo CFE para obtenção de uma peça com dupla curvatura variável, comparando os valores do retorno elástico preditos pelo modelo e os medidos experimentalmente.

3 FUNDAMENTOS TEÓRICOS

O terceiro capítulo dessa dissertação se inicia com a definição e histórico do processo de conformação por fluência com envelhecimento (CFE). Em seguida são abordados separadamente conceitos sobre deformação inelástica, que engloba o fenômeno de fluência, e envelhecimento de ligas de alumínio. Então são apresentadas as principais modificações estruturais que ocorrem no material devido à ação simultânea da fluência e do tratamento térmico de envelhecimento. Por último, são apresentados os principais modelos e estratégias numéricas presentes na literatura para modelar o material e simular o processo CFE.

3.1 Definição do processo de conformação por fluência com envelhecimento

A conformação por fluência com envelhecimento, CFE, em inglês *creep age forming (CAF)*, *age forming* ou *creep forming*, é um processo no qual uma chapa ou placa metálica é conformada por fluência ao mesmo tempo em que passa por um tratamento térmico de envelhecimento por precipitação [8].

Como mostrado por Zhan [21], o processo CFE pode ser realizado com diversas ferramentas, que imponham tensão na peça, e um equipamento que a aqueça. Esquemas desses dispositivos são mostrados nas figuras 9 e 10. Entretanto, o modo mais empregado na indústria é a conformação em autoclave. A figura 11 mostra o ferramental de conformação do revestimento de asa do avião Gulfstream G-5 e a figura 12 mostra uma imagem CAD da estrutura do ferramental também para CFE do avião A380.

A figura 13 mostra esquematicamente os principais elementos envolvidos no processo de conformação por fluência com envelhecimento em autoclave. O vácuo é formado entre a placa e a ferramenta por meio da montagem de uma embalagem, chamada bolsa de vácuo, e ao se elevar a pressão da autoclave, a peça se molda ao ferramental. A principal vantagem de se utilizar a pressão é a uniformidade no carregamento e a facilidade de se impor as deformações mecânicas, principalmente quando se quer conformar painéis de asa com reforçadores integrados.

Figura 9. Dispositivo para realização da CFE com o uso de pinos. [21]

Figura 10. Dispositivo para realização da CFE com o uso de matriz. [21]

Figura 11. Molde CFE para painel de asa do Gulfstream G-5. [21]

Figura 12. Imagem de CAD da estrutura do ferramental do revestimento de asa do avião A380. [5]

Figura 13. Conceito de conformação por fluência com envelhecimento em autoclave. [8]

Devido ao caráter tecnológico, o projeto de ferramentais para esse tipo conformação foi objeto de patentes. Em 1992, Brewer e Holman [22] receberam o registro de uma patente que apresenta uma maneira experimental de obter a compensação do raio de curvatura em uma seção transversal da ferramenta e com isso obter a geometria compensada do ferramental. Em 1994, Foroudastan e Holman [23] propuseram uma maneira de compensar superfícies de ferramental para peças com dupla curvatura por meio de modelos de viga. Em 1998, Newkirk e Holman [24] registraram uma maneira de projetar ferramentais para peças com superfícies quaisquer com a utilização método dos elementos finitos. A mesma patente também apresenta como gerar a forma plana dessas peças para que após a conformação a peça não precise de uma etapa de recorte. Esse conjunto de patentes possuem como ponto fraco as limitações do modelo de material. Na década seguinte, durante o desenvolvimento do programa do Airbus A380, mais dois trabalhos interessantes no que tange ao projeto de ferramentais para CFE foram publicados. Levers et al. [25] tentaram automatizar, com um procedimento iterativo de ajuste do ferramental, com uma macro feita no programa ABAQUS a compensação do retorno elástico da peça de uma maneira semelhante à proposta por Newkirk e Holman [24]. A conclusão apresentada é que a solução só é obtida se a primeira estimativa da geometria do ferramental estiver próxima da final. O segundo trabalho relativo a ferramental consiste na patente obtida por Levers [26], que apresenta um ferramental para CFE modular e por isso de fácil retrabalho.

O tempo de permanência na autoclave e a temperatura utilizada são definidos de forma que o envelhecimento maximize o desempenho mecânico da peça. O ciclo do tratamento térmico consiste no tempo em que há ocorrência de deformação por fluência. Durante o processo, parte da deformação elástica imposta inicialmente pelo carregamento de pressão se transforma em deformação inelástica, portanto, após a desmoldagem, a peça assume uma curvatura intermediária entre a apresentada antes do processo CFE e a imposta pelo ferramental. Devido à parcela elástica restante, o retorno elástico ocorre [27].

Costuma-se dividir processo CFE em três estágios [3]. O primeiro consiste na conformação da peça devido à pressão da autoclave. O segundo refere-se ao aquecimento da peça e permanência da pressão imposta, etapa em que ocorre fluência. Por fim, o terceiro denota a desmoldagem da peça já na temperatura

ambiente. A figura 14 apresenta um esquema com os três estágios de conformação e os correlaciona com os parâmetros de conformação e a geometria da peça, conforme descrito nesse parágrafo.

Figura 14. Esquema do processo de conformação por fluência com envelhecimento. [3]

A figura 15 ilustra o que acontece com o material durante o processo CFE.

- Na etapa 1, a tensão do material sobe de acordo com a lei de Hooke conforme a peça é pressionada contra o ferramental.
- Na etapa 2, devido à fluência, ocorre uma diminuição da tensão do material e o surgimento de uma deformação permanente, menor que a imposta inicialmente.
- Na etapa 3, a tensão volta a zero (ou para valores mais baixos no caso de haver tensões residuais), mas há a permanência de uma deformação residual.

A figura 16 mostra como fica o perfil de tensão na espessura da placa (ou chapa) logo após a etapa 2. Se no final da etapa 1 o perfil é linear, ao final da segunda etapa, o perfil assume a forma de uma função mais complexa causado pela relaxação de tensões. Após a etapa de desmoldagem a peça adquire forma final após passar por um retorno elástico de aproximadamente 70% e, com baixa tensão residual. Brandão [28] realizou medições através da técnica do alívio total de tensões, em peças de AA7050 conformadas por CFE e encontrou valores inferiores a 15MPa.

Figura 15. Caminho realizado pelo material em um diagrama tensão versus deformação. [23]

Figura 16. Perfil de tensão em função da distância à linha neutra em uma placa logo após a etapa dois da CFE. [23]

3.2 Histórico do processo CFE na indústria

A primeira utilização do processo CFE ocorreu no programa do avião bombardeiro supersônico B1-B em 1984. Brewer e Holman [8], engenheiros da empresa Textron Aerostructures, foram os primeiros a utilizar esse processo. Os painéis de asa superiores e inferiores do B1-B foram fabricados por meio da usinagem de placas de alumínio na forma planificada da peça e posteriormente conformados por CFE na autoclave. Não houve refugo de peça e o tempo do ciclo de conformação foi reduzido em quatro vezes [8].

O sucesso no desenvolvimento realizado no programa do avião B1-B fez com que a CFE fosse utilizada no programa do avião GIV da Gulfstream. A Textron utilizou este processo por ter tido dificuldade para conformar peças com dupla curvatura que possuíam reforçadores integrados. Em 1989, Brewer publicou o primeiro artigo que mostra uma metodologia para o desenvolvimento de peças por CFE [29]. A figura 17 mostra a foto de um painel de asa após o processo CFE ainda dentro da bolsa de vácuo.

Figura 17. Revestimento de asa, ainda no ferramental, após ser retirado da autoclave. [30]

Os próximos programas que viriam a utilizar CFE foram os dos aviões Airbus A330 e A340. Os revestimentos de asa foram conformados em autoclave também. A novidade ficou por conta de ferramentais mais leves que permitiram o empilhamento destes dentro autoclave tornando o processo mais eficiente. Ainda nestes dois programas da Airbus, os reforçadores de asa, "*stringers*", foram conformados sem autoclave, com o uso de grampos mecânicos [8]. Alguns ferramentais para conformação de peças de fuselagem também foram testados, mas nenhum programa aeronáutico utilizou CFE para manufatura de peças de fuselagem até hoje. Até então a Textron era a única empresa a realizar o CFE e utilizava modelos de material empíricos e uso funções de aproximação.

Em 2002 iniciou-se um grande projeto europeu para o desenvolvimento de pesquisas sobre a CFE. Airbus UK, Alenia, Alcan, Universidade de Manchester e Dassault se uniram para estudar o processo [3]. Como maior resultado ficou o desenvolvimento dos revestimentos do avião Airbus A380. O desenvolvimento desse programa provou a capacidade da tecnologia e despertou outros centros de pesquisa, já que os modelos utilizados são propriedades do consórcio. Em 2005, a empresa americana Spirit Aerostructures desenvolveu a fabricação dos revestimentos de asa do Gulfstream G650.

3.3 Fenomenologia da fluência no contexto da CFE

A deformação por fluência tem como variáveis externas a tensão e a temperatura impostas ao material, e o tempo no qual o material é submetido a essas variáveis. Primeiro serão apresentados quais são os mecanismos de deformação decorrentes de uma combinação entre tensão e temperatura, seção 3.3.1. Em seguida, na seção 3.3.2, aborda-se a evolução da deformação por fluência durante o tempo de ensaio. Para tal entendimento surge a necessidade de entender como as discordâncias interagem entre si com o decorrer de um ensaio de fluência.

As referências [31] e [32], entre outras, possuem explicações completas sobre fluência. Esse texto se limita a apresentar e correlacionar os conceitos de fluência que são importantes ao processo CFE.

3.3.1 Fluência em ligas de alumínio em função da tensão e temperatura

O fenômeno de fluência de metais consiste na constatação de deformação permanente mesmo quando o material é submetido a tensões menores que a tensão de escoamento dele. Este comportamento é regido pela tensão imposta ao material, pela temperatura e pelo tempo de exposição a essas condições. A figura 18 mostra o mapa de Ashby para o alumínio [33]. Neste é possível observar quais são os mecanismos de deformação presente no material para cada estado de tensão e temperatura.

Figura 18. Mapas de mecanismos de fluência para o alumínio com destaque à região de aplicação da CFE. Adaptado de [33].

Para temperaturas baixas, a deformação é elástica ou plástica. A linha tracejada denota a tensão de cisalhamento necessária para introduzir deformação plástica na temperatura zero absoluto. Nessa situação, toda deformação se dá apenas por causa do escorregamento das discordâncias. Com uma temperatura positiva, o processo cinético de deslizamento de discordâncias também ocorre e diminui a tensão necessária para deformar o material plasticamente [34].

Para temperaturas homólogas (razão entre a temperatura do material e a sua temperatura de fusão), T_H , até 0,3 o mecanismo cinético de deslizamento de discordâncias é pouco influente. Para temperaturas homólogas maiores, o deslizamento de discordâncias pode ser notado, por exemplo, através da observação da diminuição da tensão de escoamento do material conforme a temperatura, a qual se realiza um ensaio de tração, aumenta. Isso ocorre porque a resistência do material está relacionada com o travamento de discordâncias em obstáculos tais como precipitados, outras discordâncias e defeitos. Com a existência dos processos cinéticos, a discordância é destravada e volta a propagar com certa velocidade, determinada pelo tempo de espera para superar o obstáculo e pela densidade de discordâncias [34]. Assim, o material passa a ter um comportamento também influenciado pela taxa de deformação e apresenta valores de tensão de escoamento mais baixos.

Sob altas temperaturas (i.e.: acima de 0,3 da temperatura de fusão), o material apresenta o comportamento de fluência. Neste caso a tensão imposta ao material é menor que a tensão de escoamento e não há presença de escorregamento, portanto há presença apenas de mecanismos cinéticos de deformação. Assim, a deformação por fluência também é dependente do tempo.

A partir dos diagramas de Ashby [33] e das temperaturas e taxas de deformação nas quais o processo CFE é realizado, conclui-se que o mecanismo de fluência por discordâncias é predominante, reveja a figura 18. Os mecanismos de Coble (difusão no contorno de grão) e de Nabarro-Herring (difusão volumétrica por dentro dos grãos) estão presentes apenas em tensões muito baixas. Esse tipo de diagrama possui limitações decorrentes do fato de ele não conseguir representar a influência do tempo no fenômeno [32]. Com isso ele não engloba os mecanismos de encruamento e recuperação, referentes ao movimento das discordâncias.

A fluência por discordância ocorre através da combinação de deslizamento de discordâncias e difusão de vacâncias. Esta movimentação consiste em um processo sequencial. Uma discordância que deva ultrapassar várias barreiras com energias de ativação diferentes, deslizará até encontrar um obstáculo que tenha uma energia de ativação maior que a disponível. A discordância ficará parada até a difusão ocorrer e, por escalada, há a superação da barreira e continuação da propagação [33].

A taxa de deformação para este mecanismo pode ser controlada pelo deslizamento ou pela escalada. O deslizamento ocorre quando a energia presente no reticulado for maior que a energia de ativação para superar obstáculo. Então, para uma mesma temperatura, quando se impõe tensões mais altas (menores que o escoamento), a taxa de fluência é regida pelo deslizamento. Sob tensões baixas (maiores que a fronteira com o mecanismo de fluência de Coble), a taxa de fluência fica limitada pela difusão envolvida na escalada das discordâncias travadas nos obstáculos e, portanto, a taxa de deformação é mais baixa [34].

A transição entre a fluência por discordância controlada pelo deslizamento e pela escalada pode ser percebida quando se realiza vários ensaios de fluência variando-se a tensão de ensaio e mantendo a temperatura. A figura 19, presente no trabalho de Robey et al. [35] mostra a mudança do comportamento do segundo estágio da fluência quando se eleva a tensão de ensaio.

Figura 19. Gráfico com a correlação entre as taxas de deformação e transição entre os mecanismos controladores da fluência para as ligas AA7475 e AA6056. [35]

Para uma tensão de ensaio maior que aproximadamente 180MPa (correspondente ao logaritmo 8,25), o mecanismo de fluência deixa de ser limitado pela escalada. Abaixo desse valor, a taxa da deformação por fluência, para a liga AA7475, é proporcional à tensão elevada a um expoente 1,3 e acima, a um expoente 6,4. Para a liga de alumínio AA6056, em baixa tensão tem-se expoente 1,3 e para alta tensão, 8,7. Na seção 3.5 serão apresentados com detalhes os modelos matemáticos para o comportamento da fluência com e sem envelhecimento.

3.3.2 Fluência em ligas de alumínio em função do tempo

A figura 20 mostra uma curva típica de um ensaio de fluência. Essa denominação é dada para o caso em que é colocada uma carga constante. Em um intervalo de tempo muito pequeno (tempo de imposição da carga de teste) o material apresenta uma deformação elástica ϵ_0 . A partir daí o material passa a apresentar uma deformação permanente monotonamente crescente, com derivada positiva e decrescente. Estas características são próprias do estágio primário da fluência. No instante inicial do estágio primário da fluência, o deslizamento de discordâncias é dominante porque elas ainda estão se movimentando em direção aos obstáculos. Com o passar do tempo, as discordâncias vão alcançando os obstáculos e ocorre o encruamento, por isso, a taxa de deformação é decrescente. A partir do momento que o material inicia o encruamento, também passa a ocorrer o processo de recuperação. Nesse caso, como o material está sob um campo de tensão, a recuperação é dita dinâmica [31].

Figura 20. Curva típica de um ensaio de fluência para ligas de alumínio. [36]

O estágio secundário da fluência inicia quando a taxa de encruamento e a taxa de recuperação são muito próximas. Isso resulta em um regime estacionário de deformação e a curva de fluência assume forma linear. Os mecanismos de deformação, representados nos diagramas de Ashby [34] se referem ao regime

estacionário. Logo dentre os mecanismos de fluência relevantes para a CFE, sob tensões maiores, o secundário é dominado pelo deslizamento e, em tensões menores, pela escalada.

O estágio terciário se inicia quando a taxa de deformação passa a crescer até a ruptura do corpo de provas. Nessa etapa da fluência ocorrem diferentes fenômenos de dano, tais como nucleações e crescimento de cavidades, propagação de trincas e estricção [36].

Em geral, os estudos de fluência focam atenção na predição de quando ocorre a transição entre estágio secundário e terciário com o objetivo de evitar falha de peças durante a vida de máquinas. Larson e Miller desenvolveram uma relação para prever a ruptura de aços [37]. Para aços, o estágio secundário é muito maior que o estágio primário de forma que este é desprezado nos modelos de previsão da vida do material quando submetido à fluência. No caso do processo CFE, o foco está nos dois primeiros estágios desse fenômeno. Nas condições de conformação, o alumínio apresenta durações do estágio primário e secundário na mesma ordem de grandeza, conforme mostrou a figura 20. Como o estágio terciário é evitado, devido à perda de resistência mecânica da peça, não serão abordados modelos para previsão de deformação neste estágio. Conclui-se então a necessidade de se entender como as discordâncias interagem durante o encruamento e a recuperação. Desse balanço, surge o conceito de tensão reversa.

O empilhamento de discordâncias envolve dois conceitos-chave para entender a fluência. Estes são encruamento e tensão reversa. O encruamento ocorre quando uma ou mais discordâncias fica travada em alguma barreira presente no retículo cristalino. Esses empilhamentos fazem com que haja uma força de repulsão entre as discordâncias. Tem-se então uma tensão de sentido oposto à tensão de cisalhamento imposta ao material e por isso é chamada de tensão reversa. O conceito de tensão reversa é bastante adequado para ser utilizado no estudo de CFE, já que explica a diminuição da deformação em função do encruamento que ocorre no estágio primário. Na seção 3.5 será mostrado que a tensão reversa é uma das variáveis de estado dos modelos de material para CFE.

A deformação por fluência pode ser observada também através de ensaios de relaxação. Neste caso, ao invés de se impor uma tensão constante, sobre corpo de provas é colocado uma deformação constante durante o ensaio e mede-se a tensão

necessária para manter a deformação. Na figura 21 apresenta-se a relaxação da liga AA7475 partindo da condição denominada têmpera para conformação por fluência com envelhecimento, em inglês, *Temper for Age Forming* (TAF), para tensões iniciais de 141MPa, 197MPa, 253MPa e 295MPa [35]. Ou seja, tem-se o mesmo fenômeno, mas as condições de contorno são alteradas. Na seção 4 deste texto volta-se a comentar sobre a relaxação e ainda nessa seção aborda-se a condição TAF. Esse conjunto de curvas será utilizado para calibração do modelo que será usado para a simulação da conformação de uma peça por CFE.

Figura 21. Gráfico de relaxação da liga AA7475 partindo da condição TAF. Tensões iniciais de 141MPa, 197MPa, 253MPa e 295MPa. [35]

3.4 Fenomenologia do envelhecimento no contexto da CFE

3.4.1 Precipitação em ligas 7XXX

Devido às propriedades mecânicas, as ligas de alumínio mais aplicadas na indústria aeroespacial são da série 2XXX (Al-Cu) e 7XXX (Al-Zn). A conformação por fluência com envelhecimento não é viável logisticamente em ligas 2XXX pelo fato de estas possuírem um envelhecimento natural rápido, cerca de horas [38]. Com isso, a montagem da peça na autoclave deveria ser muito rápida e haveria pouco tempo para ocorrer relaxação das tensões da peça. Além desse problema, ligas 2XXX têm o envelhecimento perturbado quando conduzido sob tensão [39].

A figura 22 mostra microestruturas após processos de envelhecimento com tensões crescentes. Para uma tensão no valor de 30% da tensão de escoamento do material, nota-se uma pequena anisotropia, entretanto para 50% nota-se um alinhamento bastante favorecido na direção paralela à imposição da tensão. Para 90% chega-se a observar trincas no material.

Para as ligas 7XXX a sequência de precipitação a partir da Solução Sólida Super Saturada (SSSS) é dada por [39]:

$$SSSS \rightarrow \text{zonas GPI e GPII} \rightarrow \text{fase metaestável } \eta' \rightarrow \text{fase estável } \eta \quad (1)$$

Figura 22. Micrografias por MET e região ampliada em torno da posição $\{110\}$ de uma liga 2XXX após envelhecimento de T3 até T8 sob tensão: (a) 67MPa (30% da tensão de escoamento), (b) 112MPa (50% da tensão de escoamento), (c) 157MPa (70% da tensão de escoamento), (d) 202MPa (90% da tensão de escoamento). [39]

As zonas GPI formam camadas coerentes de precipitados e exibem uma morfologia esférica. Esses precipitados se formam em uma larga faixa de temperaturas independente da temperatura de solubilização. Em geral desde a temperatura ambiente até aproximadamente 140°C as zonas GPI se formam, estas são precursoras da fase η' . As zonas GPII são formadas por finas camadas ricas em Zn e exibe forma de disco, o que dificulta a distinção entre esta e a fase precursora η' por MET. É durante a existência da zona GPII que se identifica a maior diferença do envelhecimento sob tensão. Com a evolução do processo, as zonas GPII são dissolvidas pelo precipitado η' , que volta a ser esférico. As zonas GPII são formadas em ligas super-resfriadas a partir da temperatura de solubilização em torno de 450°C e

envelhecidas a aproximadamente 70°C [40]. Sua formação depende da supersaturação de vacâncias (taxa de resfriamento) e são mais estáveis que as zonas GPI.

A principal fase responsável pelo endurecimento por precipitação é a metaestável η' . Ela aparece entre 120°C e 180°C e é estável até 250°C. A fase em equilíbrio aparece após super envelhecimento e é estável até aproximadamente 370°C. A figura 23 apresenta uma micrografia feita por MET que mostra uma liga AA7475 submetida a envelhecimento com e sem tensões. Nota-se que a precipitação para essa liga é pouco sensível à existência de tensão durante o envelhecimento. Os padrões de Difração de Elétrons em Área Seleccionada, DEAS, mostram que não há alinhamento dos precipitados.

Figura 23. Micrografias feitas por MET e padrões DEAS no plano <001> da liga AA7475 envelhecido até T7351 (a) convencionalmente e (b) sob tensão de tração constante de 245MPa. [39]

Jeshvaghani [16] mostra a evolução microestrutural em função tempo da liga AA7075 durante CFE realizado a 150°C e 190°C. A figura 24 mostra imagens feitas por MET para a liga em questão, realizadas durante CFE a 150°C. Após 6 horas de CFE os precipitados consistem basicamente de zonas GP. Com 24 horas, ainda existem zonas GP, mas a fase η' é predominante e há a maior concentração de precipitados. Nas imagens referentes a 72 horas, os precipitados se mostram mais grosseiros e praticamente não há zonas GP. É possível observar que nos contornos de grão existem zonas livres de precipitados (ZLP).

Figura 24. Imagens MET de campo claro e os correspondentes padrões DEAS intra-grão e próximos ao contorno de grão de amostras conformadas por CFE a 150°C. (a e b) 6h, (c e d) 24h, (e e f) 72h. [16]

3.4.2 Endurecimento por envelhecimento

O endurecimento causado pelo envelhecimento tem como origem a interação das discordâncias com os precipitados [32]. O incremento na dureza do material decorre de colocação de obstáculos (precipitados) no caminho das propagações de discordâncias. Esta maneira de endurecer o material é eficiente. Por exemplo, a liga de alumínio AA2014 que contém 5,5%Cu, na condição recozida (O) apresenta tensão de escoamento de 97 MPa e na condição envelhecida artificialmente (T6) 415 MPa, portanto uma diferença considerável [41].

A precipitação ocorre por um processo de nucleação e crescimento que inicia por eventos denominados "flutuações", que são enriquecimentos (e empobrecimentos) locais de soluto. Nessas regiões a composição da matriz aproxima-se daquela do precipitado, e se essa flutuação tiver um tamanho marginalmente maior do que o raio crítico de nucleação (r^*) forma-se um núcleo de precipitado que passa a crescer [40]. O raio crítico é dado por:

$$r^* = -\frac{2\gamma}{\Delta G_v - \Delta U}, \quad (2)$$

onde γ é a energia interfacial entre matriz e precipitado, ΔG_v é a variação de energia livre de Gibbs que acompanha a precipitação e ΔU a energia de deformação. A energia livre crítica (barreira de nucleação) é dada por:

$$\Delta G^* = \frac{16\pi}{3} \frac{\gamma^3}{\Delta G_v + \Delta U}. \quad (3)$$

Observa-se que nas equações (2) e (3) aparece a energia superficial γ , e que a diminuição dela abaixa os valores de raio de precipitado crítico e da barreira energética para nucleação. Uma maneira consiste na nucleação heterogênea e/ou por precipitação. A taxa volumétrica de nucleação heterogênea i é dada por:

$$i = A_{nuc} \cdot N \cdot \exp\left(-\frac{\Delta G^*}{RT}\right), \quad (4)$$

onde A_{nuc} é uma constante e N o número de sítios de nucleação. Com respeito à diminuição de ΔG^* pelos defeitos, pode-se dizer que:

$$\Delta G_{cristal}^* > \Delta G_{discordância}^* > \Delta G_{contorno\ de\ grão}^* > \Delta G_{superfície}^*. \quad (5)$$

Ou seja, o poder de catálise aumenta na sequência: discordância $\rightarrow$ contorno de grão $\rightarrow$ superfície.

A precipitação é analisada em três estágios sucessivos: nucleação, crescimento e coalescimento. A nucleação corresponde aos primeiros estágios de precipitação e é caracterizada por um aumento na densidade e fração volumétrica dos precipitados. No crescimento, os átomos de soluto em solução sólida migram para os núcleos já existentes, portanto, há aumento no tamanho e fração volumétrica de precipitados enquanto a densidade permanece constante [40]. E durante o coalescimento, a supersaturação tende a seu valor mínimo e a fração volumétrica de precipitados permanece constante, condição de equilíbrio

termodinâmico [42]. Percebe-se que essa sequência de estágios caminha no sentido de diminuir a energia interfacial. A figura 25 apresenta esses estágios durante o tratamento térmico em temperatura constante [43]. A figura 26 mostra uma representação da evolução da microestrutura durante o envelhecimento.

Figura 25. Evolução da precipitação durante o tratamento térmico em temperatura constante. (R) tamanho, (f_v) fração volumétrica e (N) densidade. [43]

Figura 26. Representação da evolução da microestrutura durante o envelhecimento. [9]

A magnitude do endurecimento por precipitação depende de uma série de fatores, entre eles: (i) tamanho das partículas; (ii) fração volumétrica; (iii) forma da partícula; e (iv) natureza dos contornos entre precipitado e matriz (coerente, semi coerente e incoerente).

Esses fatores determinam a natureza da interação entre precipitados e discordâncias [43]. O raio do precipitado define se as discordâncias serão capazes de cortá-lo ou contorná-lo. A figura 27 apresenta micrografias feitas por MET onde são mostrados anéis de discordâncias em torno de partículas não cisalhadas, (mecanismo de Orowan) e precipitados cisalhados (mecanismos de corte).

Figura 27. Micrografias feitas por MET mostrando anéis de discordâncias em torno de precipitados não cisalhados (Orowan) e precipitados deformáveis cisalhados. Os precipitados são Al_3Li . [43]

A figura 28 mostra um desenho esquemático da evolução da tensão de escoamento durante o tratamento térmico de envelhecimento. A curva de envelhecimento típica mostra que o endurecimento máximo está relacionado à transição entre os dois mecanismos de endurecimento por precipitação [43].

Grong [42] mostra uma maneira de modelagem do envelhecimento de ligas de alumínio. Embora o autor coloque que o método não reproduz o incremento na tensão de escoamento do material devido ao envelhecimento para as ligas AA7XXX (funciona para ligas AA2XXX), algumas ideias colocadas no artigo têm sido aplicadas nos modelos de CFE que tentam quantificar a influência do envelhecimento nesse processo de conformação.

Figura 28. Desenho esquemático mostrando a transição entre partículas cisalhadas e contornadas pelas discordâncias. [43]

Como o envelhecimento no processo de conformação é realizado sob temperatura constante, assume-se que fração de volume de precipitado é constante e igual ao valor de equilíbrio. Assim, o endurecimento do material é modelado apenas em função do raio do precipitado. Além disso, as parcelas de incremento na tensão de escoamento devido aos precipitados que cisalham e devido aos precipitados que não cisalham, são tratadas de forma separadas e o acoplamento dos mecanismos é feito através de soma harmônica por Grong [42]. Ho [10] e Jeunechamps [11] fazem o acoplamento de efeitos do endurecimento através de uma soma simples.

3.4.3 Preparação da matéria-prima para a CFE

A figura 29 apresenta a rota de processamento completa para chapas ou placas de alumínio AA7XXX e o correspondente tratamento termomecânico é mostrado na figura 30.

Figura 29. Desenho esquemático das etapas de processamento para AA7XXX. [43]

Figura 30. Tratamento termomecânico para AA7XXX. [43]

O tratamento térmico de solubilização, primeira etapa do tratamento térmico de envelhecimento, consiste em submeter o material à temperatura acima da linha de solubilidade dos precipitados, conhecida como GP *solvus*, e naturalmente abaixo da linha *solvus* da liga. O objetivo desse tratamento é dissolver as partículas grosseiras formadas durante o processo de homogeneização. Para a série 7XXX essa faixa de temperaturas se encontra entre 450 e 500°C. Após a solubilização, as ligas de alumínio são resfriadas em água para manter a supersaturação elevada.

O envelhecimento artificial é feito em ligas 7XXX em uma faixa de temperaturas entre 120°C e 200°C e tempos entre 12 horas e 48 horas. Durante esse tratamento precipitam novas fases a partir das zonas GP ou através de nucleação heterogênea (sobre os defeitos).

O tratamento térmico de envelhecimento artificial é realizado em duas etapas. A figura 31 compara a tensão de escoamento de chapas 7075 resultado do tratamento térmico de precipitação em uma etapa (171°C), curva (a), e em duas etapas (121 e 171°C), curva (b).

Figura 31. Comparação da tensão de escoamento de chapas 7075 resultado do tratamento térmico de precipitação em uma etapa (171°C), curva a, e em duas etapas (121 e 171°C), curva b. O aumento na tensão de escoamento da liga 7050 dado pelo envelhecimento em duas etapas é maior. Adaptado de [44].

Quando o tratamento térmico é feito em apenas duas etapas e com temperaturas elevadas, entre 160-170°C, as propriedades de tração são reduzidas em relação ao tratamento térmico em duas etapas. Isso ocorre porque altas temperaturas diminuem a quantidade de zonas GP precipitadas. Tal decorre do fato de que quanto maior a temperatura, maior concentração de soluto na matriz metálica é permitida [31]. Posteriormente, o tratamento térmico em duas etapas foi introduzido atingindo o estágio T73. Houve diminuição na tensão de escoamento de 15% em relação ao T6. Na indústria aeronáutica há preferência por perder um pouco de resistência para ganhar nas propriedades de resistência à corrosão sob tensão e tenacidade [43].

No processo CFE o material que entra na autoclave apresenta uma têmpera conhecida como TAF, "*temper for ageform*", ou têmpera para conformação por fluência com envelhecimento. Segundo Bakavos [39] a condição TAF corresponde ao primeiro estágio do envelhecimento artificial, quando este é realizado em dois estágios.

3.4.4 Correlação entre fluência e envelhecimento

Entendido o comportamento da fluência e do envelhecimento, faz-se necessário agora entender como o envelhecimento e a fluência interagem entre si. Ou seja, como os mecanismos de fluência e interação de discordâncias são influenciados pela quantidade de obstáculo e a energia de ativação para superá-los, e como a taxa de endurecimento é afetada pela movimentação de discordâncias causadas pela fluência.

A presença dos precipitados e elementos de liga em solução sólida diminui a taxa de deformação por fluência. Conforme o envelhecimento se desenvolve, há a diminuição da concentração dos elementos de liga que formam os precipitados e o aumento da presença destes. Como os precipitados são mais eficientes no travamento das discordâncias, o resultado global é uma significativa diminuição da deformação por fluência. Tal comportamento é evidenciado experimentalmente como mostra a figura 32 [10].

Figura 32. Comparação de curvas de fluência para diferentes condições iniciais: solubilizada e pré-envelhecida. [10]

A figura 33 esquematiza as principais interações entre discordâncias quando há presença de precipitados. A letra (a) ilustra o empilhamento de discordâncias em regiões de contorno de grão. Em (b) e (c) mostra a propagação de discordâncias sem a presença de precipitados (g) e (h) apresenta interações (empilhamento de discordâncias e cisalhamento de precipitados) entre discordâncias e os precipitados. A letra (i) mostra a recuperação dinâmica.

Figura 33. Desenho esquemático que correlaciona microestruturalmente o envelhecimento com a movimentação das discordâncias. Letras e símbolos explicados no texto. [43]

Por outro lado, a presença de tensão acelera o envelhecimento, já que este também é um processo regido por fenômenos difusivos. A figura 34 mostra uma chapa envelhecida sob flexão. Próximo à linha neutra tem-se precipitados de raio aproximadamente igual ao raio de envelhecimento sem a presença de tensão. Já nas extremidades da chapa, sob a presença de tensão, o raio do precipitado é maior. Ainda, é possível notar um comportamento anisotrópico do material. A região sob compressão apresenta um raio de precipitado maior.

Figura 34. Raio médio da partícula em função da profundidade de um corpo de provas feito de AA7475 após um ensaio de CFE cujo carregamento corresponde à flexão. Adaptado de [45].

Tais constatações interferem nos parâmetros do processo CFE. Como o raio do precipitado é alterado, os parâmetros normalizados (por exemplo, norma Aerospace Material Specification, AMS, 4201 [46] para a liga AA7050) para a realização dos tratamentos térmicos, leia-se tempo e temperatura de envelhecimento realizado devem ser ligeiramente modificados para que se atinjam as mesmas propriedades mecânicas do tratamento térmico sem a presença de tensão. Além disso, a diminuição da deformação por fluência terá influência direta na predição do retorno elástico da peça.

Bakavos et al. [47] investigaram o efeito do processo de CFE na microestrutura e propriedades de uma liga AA7475 por MET e difração de raios-X de baixo ângulo. Em inglês Small Angle X-ray Spectroscopy (SAXS). Eles compararam

a resposta de uma amostra livre de tensões com uma sob a tensão de 245 MPa durante os dois estágios do tratamento térmico de envelhecimento (108°C e 160°C). A figura 35 mostra comparações entre durezas de envelhecimento sob tensão e sem.

Figura 35. Efeito da tensão (254MPa) no envelhecimento da liga AA7475. [47]

É possível observar que o efeito da tensão na cinética de precipitação é pouco significativo quando a temperatura é 108°C. Entretanto, a cinética é acelerada durante o segundo estágio de envelhecimento a 160°C, no final desse estágio há uma diferença de aproximadamente 6% na dureza da liga em relação à condição livre de tensões.

Ainda na análise dos efeitos da tensão sobre o envelhecimento, foi desenvolvido um método de caracterização que mede simultaneamente e quantitativamente as propriedades a tensão imposta ao corpo de provas e parâmetros relativos à precipitação, esse trabalho faz parte da tese de doutorado de Fribourg [43]. Este estudou o efeito da tensão de fluência e temperatura no tamanho e fração volumétrica dos precipitados. A figura 36 apresenta o efeito da tensão de fluência na evolução do tamanho e fração volumétrica dos precipitados a 180°C da liga AA7449. Para comparação, foram inseridos resultados de uma amostra envelhecida livre de tensões nas mesmas condições.

Pode-se observar que desprezado o período de transição causado pelo carregamento de tensão, o precipitado cresce mais quando o corpo de provas está sob tensão. Além disso, a fração de volume de precipitado apresenta pouca alteração (embora tenha derivada negativa).

Figura 36. Efeito da fluência na cinética de precipitação da liga AA7449 a 180°C. (a) raio da partícula. (b) fração volumétrica de precipitados. A evolução da tensão na amostra submetida à fluência e envelhecimento de 380 MPa é mostrada em cinza. As linhas verticais limitam os estágios do tratamento termomecânico: a primeira é o fim da rampa de aquecimento; a segunda o fim da taxa de deformação constante durante o estágio de carregamento, e as últimas duas limita o estágio de fluência. [43]

3.5 Modelos para fluência com envelhecimento

3.5.1 Modelos simplificados

De posse dos conceitos fenomenológicos de fluência e envelhecimento abordados até agora é possível dar um passo para criar funções que possam ser aplicadas para modelar a fluência acoplada com envelhecimento. O desenvolvimento destas começou com ajustes de experimentos de fluência com envelhecimento com funções até então utilizadas para descrever fluência pura. São os chamados modelos simplificados para CFE [31]. Tais modelos tratam os

fenômenos que ocorrem na microestrutura de forma desacoplada [31], ver equação (6). A deformação total sofrida pelo material é a soma de uma parcela elástica, uma plástica, uma por fluência e, por fim, uma parcela por dilatação térmica.

$$\varepsilon^{Tot} = \varepsilon^E + \varepsilon^P + \varepsilon^C + \varepsilon^T \quad (6)$$

A abordagem clássica para a modelagem de fluência de materiais policristalinos baseia-se em conceitos até então utilizados somente para plasticidade. Partindo de premissas que são também comuns à plasticidade:

- a. O material é isotrópico e homogêneo.
- b. A resposta da deformação em função do tempo não depende da tensão hidrostática média.
- c. A deformação volumétrica relativa pode ser desprezada.
- d. A resposta é a mesma em tração e em compressão.
- e. O modelo multiaxial deve reproduzir corretamente o caso uniaxial.

As premissas não são totalmente válidas para a fluência. Mesmo a variação volumétrica macroscópica sendo desprezível, os mecanismos de fluência, que são baseados em difusão, dependem de variações locais de volume. A tensão média expande ou contrai o retículo cristalino e, por isso, interfere nas taxas de difusão. Por isso, as hipóteses (b) e (d) consistem em simplificações. Outra limitação dos modelos simplificados é que eles desconsideram a presença do envelhecimento. Por fim, a resposta à fluência não é isotrópica [31].

De posse destas premissas, tenta-se escrever uma função para deformação por fluência que dependa, no máximo, das grandezas tensão, tempo, temperatura e também taxa de deformação. Ou seja,

$$\varepsilon^C = f(\sigma, t, \dot{\varepsilon}^C, T) \quad (7)$$

O primeiro modelo para a simulação da CFE foi patenteado por Brewer e Holman [24]. O CFE aplicado é na conformação de vigas. Como principais hipóteses, o autor aproxima a curva de relaxação a uma parábola em função da deformação inicial imposta e despreza os efeitos da precipitação devido ao envelhecimento. Como se adota um modelo de viga, o coeficiente de Poisson é desprezado e as deformações da seção transversal não são consideradas. As equações (8) e (9) resumem o modelo descrito na patente.

A deformação imposta na seção transversal da viga devido a imposição de um raio de curvatura ρ e com o sistema de coordenadas local colocado na linha neutra da viga é dado por:

$$\varepsilon = -\frac{y}{\rho}. \quad (8)$$

A curva de relaxação aproximada por uma equação parabólica fica,

$$\frac{\sigma}{E} = \varepsilon^{Tot} - \varepsilon^c = A_1 \varepsilon^2 + B_1 \varepsilon + C_1 \quad (9)$$

Com interpolação de ensaios de relaxação é possível encontrar as constantes A_1 , B_1 e C_1 . Ainda na mesma patente [24] é mostrado um ábaco com resultados de retorno elástico do alumínio AA7510-W51. Como dados de entrada têm-se a espessura e raio da peça, e o raio do ferramental.

Sallah et al [48] utilizou a forma generalizada linear de Maxwell juntamente com o modelo de Walker [49] para obter um modelo de relaxação (sem considerar envelhecimento) dado pela equação (10).

$$\dot{\sigma} = \dot{\varepsilon}E + F(\sigma, \varepsilon) \quad (10)$$

Note que através de manipulações simples pode-se obter esta equação a partir da equação (6). Basta considerar que o material não atinge a tensão de escoamento, aplicar o modelo constitutivo elástico e derivar a equação. Como função F , Sallah [48] testou funções exponenciais, hiperbólicas e potência por serem

utilizadas para descrever fenômenos viscos-elásticos [50]. Então comparou com os resultados de Brewer [22] e constatou que todos os modelos funcionam bem para avaliação da relaxação. Embora tenha se conseguido bons resultados, vale lembrar que a fluência é um fenômeno visco-plástico. O artigo de Zhan [21] mostra um resumo do trabalho feito por Sallah [48].

O modelo simplificado mais utilizado para representar a fluência é a lei de potência, mostrada pela equação (11), também conhecida como "*power law*". Esta equação foi desenvolvida para descrever o estágio secundário da fluência de aços. Como constantes de material, têm-se A e n .

$$\dot{\varepsilon} = A\sigma^n \quad (11)$$

Alguns pesquisadores utilizam uma lei de potência para avaliar a relaxação existente no material devido à fluência do material durante a CFE [13,51]. O projeto Ageform gerou uma publicação, de Eberl et al. [51], em que a constante n é apresentada para as ligas AA2022, AA6056 e AA7475, conforme mostra a tabela 1. Vale observar que Eberl realiza o envelhecimento da liga AA7475 em dois estágios. O primeiro estágio é realizado até alcançar a têmpera TAF. Assim a constante n obtida para esse material é em relação à condição inicial TAF.

Tabela 1. Liga de alumínio e expoente para a lei de potência. Adaptado de [51].

Liga	Expoente n
AA2022	-
AA6056	8.7
AA7475	6.4

Guines et al. [13] utilizou uma lei de potência como equação constitutiva implementada no programa de elementos finitos ABAQUS para simulação de um revestimento com um reforçador integrado. Com esses recursos, Guines [13] estuda condições de contorno para minimizar o retorno elástico. Como conclusão o autor sugere realização de experimentos para validar os estudos realizados.

Um modelo ainda não utilizado, mas que vale ser lembrado consiste no modelo de Marin-Pao [31], que é dado por

$$\varepsilon^C = A_{mp}(1 - e^{-kt}) + B_{mp}t, \quad (12)$$

onde A_{mp} e k determinam o comportamento da fluência no estágio primário e B_{mp} caracteriza o trecho em regime permanente do secundário. Permite fácil ajuste e exatidão quando se quer modelar uma curva de fluência para uma dada tensão.

Note que como desvantagem, este modelo não é função da tensão de teste, logo para cada ensaio há um conjunto de constantes. Outras equações para fluência, sem envelhecimento, e outras mais podem ser conferidas na referência [31].

Programas de elementos finitos possuem modelos para fluência que permitem construir uma vasta gama de funções para modelagem simplificada [52]. Entretanto, todas as combinações descrevem apenas o regime secundário da fluência. Para utilizar equações constitutivas é possível escrever um programa FORTRAN dentro de sub-rotinas do usuário com o modelo de material desejado.

Para se computar deformações em estados de tensão multiaxiais, utiliza-se a o critério de escoamento de von Mises e lei de escoamento de Prandt-Reuss [31]. Logo as componentes da taxa de deformação por fluência, em uma notação vetorial, quando se adota, por exemplo, a lei de potência é escrita por

$$\begin{bmatrix} \dot{\varepsilon}_{11}^C \\ \dot{\varepsilon}_{22}^C \\ \dot{\varepsilon}_{33}^C \\ \dot{\varepsilon}_{12}^C \\ \dot{\varepsilon}_{13}^C \\ \dot{\varepsilon}_{23}^C \end{bmatrix} = \frac{3A(\sigma_e)^{(n-1)}}{2} \begin{bmatrix} S_{11} \\ S_{22} \\ S_{33} \\ S_{12} \\ S_{13} \\ S_{23} \end{bmatrix} \quad (13)$$

3.5.2 Modelos unificados

A modelagem unificada tenta descrever qualquer deformação inelástica por meio de um conjunto de equações de estado e utiliza as taxas das grandezas envolvidas para modelar a evolução dos fenômenos no tempo. Isso porque, segundo o princípio da objetividade, equações constitutivas precisam ser obrigatoriamente indiferentes à mudança de referencial (tempo e espaço). Dessa forma a soma

mostrada na equação (6) é substituída por uma soma de duas parcelas, uma plástica e outra inelástica, conforme mostra a equação (14). A referência [31] apresenta toda fundamentação matemática para essa nova maneira de modelar materiais.

A representação da evolução da deformação no tempo é realizada com o uso de três tipos de equações:

1. **A equação cinemática:** esta escreve a deformação total como soma de elástica e a integral de todas as fontes de deformação inelástica. A deformação elástica é regida pelas leis de elasticidade. A integração até t^* que significa a duração do evento. Ou seja,

$$\varepsilon^{Tot} = \varepsilon^E + \int_0^{t^*} \varepsilon^I dt \quad (14)$$

2. **A equação cinética:** consiste na taxa de deformação inelástica em função da tensão e variáveis de estado expressas por :

$$\dot{\varepsilon}^I = \dot{\varepsilon}^I (\sigma, \alpha_k). \quad (15)$$

3. **As equações das taxas das variáveis de estado:** consistem nas evoluções das características da microestrutura consideradas no modelo e são expressas por :

$$\dot{\alpha}_k^I = \dot{\alpha}_k^I (\sigma, \dot{\varepsilon}^I, \alpha_1, \alpha_2, \dots) \quad (16)$$

Essa estrutura matemática permite colocar equações para todos os fenômenos relevantes pertinentes ao estudo da fluência com envelhecimento em um único sistema de equações diferenciais. Para a formulação cinética, os modelos utilizam funções potência (Walker [49]), exponencial (Ramaswamy e Stouffer [31]) ou com seno hiperbólico (Miller [53]). Esta última assume destaque por ser a mais utilizada nos modelos de fluência com envelhecimento.

Como dito anteriormente, o envelhecimento por precipitação é representado pelo raio do precipitado, então, este será uma variável de estado. A tensão reversa, que representa o balanço entre encruamento e recuperação, é uma segunda variável de estado. O modelo mais simples de tensão reversa consiste em

$$\dot{H} = f_1 \dot{\varepsilon}^I - g_1 H |\dot{\varepsilon}^I|, \quad (17)$$

onde f_1 e g_1 são constantes do material.

O primeiro termo, $f_1 \dot{\varepsilon}^I$, denota o crescimento da tensão reversa, ou do encruamento, como proporcional à taxa de deformação inelástica. O segundo termo, $-g_1 H |\dot{\varepsilon}^I|$, equaciona a taxa de recuperação dinâmica e é considerado que esta depende do produto da tensão reversa corrente e da taxa de deformação. Como a recuperação dinâmica ocorre simultaneamente com a deformação, é assumida uma correlação linear. Como a recuperação ocorre tanto em tração quanto em compressão, a função módulo é aplicada.

Na região de regime permanente da fluência, segundo estágio, tem-se

$$\dot{H} = 0 = f_1 \dot{\varepsilon}^I - g_1 H_m |\dot{\varepsilon}^I| \quad (18)$$

Ainda, a tensão reversa tem seu valor máximo se

$$H_m = \frac{f_1}{g_1} \quad (19)$$

e a equação da evolução da tensão reversa pode ser escrita como

$$\dot{H} = f_1 \left(1 - \frac{H}{H_m}\right) \dot{\varepsilon}^I \quad (20)$$

Agora, é possível apresentar os principais modelos para fluência com envelhecimento. O primeiro trabalho a considerar modificações metalúrgicas na fluência do alumínio foi realizado por Kowalewsky et al. [54]. Os modelos utilizados para conformação por fluência com envelhecimento são bastante similares a este,

mas possuem modelos mais elaborados para o envelhecimento.

Kowalewsky [54] propôs o conjunto das equações 21 a 24. Estas equações são válidas tanto para o caso uniaxial quanto para o caso multiaxial. A tensão, denotada por σ pode ser calculada como a tensão de von Mises ou com outros equivalentes de tensão.

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = A \sinh \left\{ \frac{B\sigma(1-H)}{(1-\varphi)(1-\omega_2)} \right\} \quad (21)$$

$$\frac{dH}{dt} = \frac{h}{\sigma} \frac{d\varepsilon}{dt} \left\{ 1 - \frac{H}{H^*} \right\} \quad (22)$$

$$\frac{d\varphi}{dt} = \frac{K_c}{3} (1-\varphi)^4 \quad (23)$$

$$\frac{d\omega_2}{dt} = DA \sinh \left\{ \frac{B\sigma(1-H)}{(1-\varphi)(1-\omega_2)} \right\} \quad (24)$$

A, B, H^*, h, K_c e D são propriedades do material.

A equação (21) do modelo consiste em uma equação de fluxo inelástico que utiliza o seno hiperbólico. Essa forma, também utilizada por Miller [53], e é um dos três tipos básicos de equação do fluxo inelástico.

A equação (22) vem da equação (20). Esta consiste na formulação de tensão reversa. A variável H inicia nula e cresce até atingir H^* , nesse momento a fluência entra no regime estacionário e a tensão reversa então para de atuar na taxa de deformação. A equação (23) e (24) modelam o terceiro estágio da fluência através da variável φ , que varia, por comodidade, entre 0 e 1.

Estas equações vêm da teoria de mecânica da fratura para modelar a nucleação e crescimento da cavitação nos contornos dos grãos. Como a CFE se restringe aos dois primeiros estágios da fluência, φ e ω_2 são praticamente desprezíveis.

No mesmo artigo, Kowalewsky [54] cita que para tensões menores que 241,3MPa, a liga de alumínio BS1472 pode ser modelada através do uso lei de potência como equação cinética, acima desse valor há a necessidade de utilizar o conjunto de equações proposto. Isso vem de encontro à abordagem fenomenológica utilizada no início dessa dissertação. Este valor de tensão provavelmente marca a transição de mecanismos de fluência antes controlada pela escalada para, sob tensões maiores, ser governada pelo deslizamento de discordâncias.

Baseado nas equações de Kowalewsky[54], Huang et al. [55] caracterizou uma liga de alumínio denominada 7B04 apenas com as equações (21) e (22), realizou o ajuste das curvas com o uso da minimização de uma função objetivo construída através da soma dos erros quadráticos e um algoritmo de busca genético. O resultado deste trabalho é mostrado na figura 37.

Então programou a sub-rotina CREEP do programa de elementos finitos ABAQUS para incorporar o modelo ao programa de elementos finitos. Para simular o processo, Huang considerou a ferramenta como uma superfície rígida e utilizou uma malha sólida para uma placa de 600mm de comprimento e 50mm de largura.

Figura 37. Ensaios de fluência da liga 7B04 realizados à 155°C e respectivas curvas calculadas.[55].

A ferramenta então é fixa e a placa é forçada até estar em contato com a ferramenta. Em seguida aplica-se uma pressão normal até estabelecer o completo contato entre as superfícies da placa e da ferramenta. Após isso, faz-se com que a relaxação ocorra. Passado o tempo de conformação, a carga de pressão é retirada e mede-se o retorno elástico. O erro na predição do retorno elástico variou entre 4% e 8% dependendo do tempo de relaxação ou espessura da placa. Como conclusão, Huang aponta que o retorno elástico depende desses dois fatores. Tal correlação é coerente, pois ao se impor uma curvatura, a tensão imposta em uma placa de espessura constante obedece a equação (25) e a deformação por fluência é fortemente influenciada pela tensão.

$$\sigma = \frac{Eh}{2R} \quad (25)$$

Por fim, o modelo multiaxial com equações de envelhecimento proposto para a caracterização do comportamento das ligas de alumínio, no caso AA7010, sob o regime de fluência com envelhecimento foi publicado por Jeunechamps et al. [11]. Este consiste no seguinte conjunto de equações:

$$\dot{\varepsilon}^c = A \sinh \left\{ B [(\sigma_e - \sigma_A)(1 - H)] \left(\frac{C_{SS}}{\sigma_{SS}} \right)^n \right\} \quad (26)$$

$$\dot{H} = \frac{h_c}{\sigma_e^{0.1}} \left(1 - \frac{H}{H^*} \right) \dot{\varepsilon}^c \quad (27)$$

$$\dot{r} = C_0 (Q - r)^{m_0} \left(1 + \left| \frac{\dot{\varepsilon}^c}{\gamma} \right|^{m_1} \right) \quad (28)$$

$$\sigma_A = C_A r^{m_2} \quad (29)$$

$$\sigma_{SS} = C_{SS} (1 + r)^{-m_3} \quad (30)$$

$$\sigma_y = \sigma_A + \sigma_{SS} \quad (31)$$

$$d\varepsilon_{ij}^c = \frac{3d\varepsilon_e^c}{2\sigma_e} S_{ij} \quad (32)$$

$$\sigma_i^2 - \sigma_i\sigma_j + \sigma_j^2 = \sigma_e^2 \quad (33)$$

$$i, j = [1, 2] \quad (34)$$

As constantes $A, B, h_c, H^*, n, Q, C_0, \gamma, C_A, C_{SS}, m_0, m_1, m_2, m_3$ são propriedades do material, que são obtidas a partir de dados experimentais e ajustes de curvas. A novidade do modelo proposto por Jeunechamps [11] consiste na proposição de um modelo de envelhecimento juntamente com as equações de Kowalewsky [54]. Anteriormente Ho et al [10] havia publicado a versão uniaxial deste modelo e obteve as curvas mostradas na figura 38. Tal modelo é bastante similar e é o primeiro a colocar equações para modelar o envelhecimento.

Figura 38. Comparação entre modelo (linhas sólidas) e ensaios de fluência (símbolos) para a liga AA7010 realizados à 150°C. [10]

Voltando às equações do modelo, a equação (26) descreve a evolução da deformação efetiva de fluência com envelhecimento. A tensão efetiva devido ao dobramento da chapa sobre o ferramental é subtraída do incremento de tensão dado pelo envelhecimento. A variável H representa a tensão reversa. H^* representa o

valor em que o encruamento se equilibra com a recuperação e marca o fim do primeiro estágio. Por fim, o fator $\left(\frac{C_{SS}}{\sigma_{SS}}\right)^n$ representa a diminuição de soluto na matriz de alumínio, o que favorece a movimentação das discordâncias na fluência.

A equação (27) tem a forma da equação (20) e representa a evolução da tensão reversa. Repare que ela reproduz o primeiro e o segundo estágio da fluência, pois enquanto H é menor que H^* , $\dot{\epsilon}^c > 0$ e acima disso, $\dot{H}$ se anula. Não há interesse em modelar o estágio terciário, já que esse marca o início da danificação da peça.

A equação (28) modela o crescimento do raio do precipitado em um envelhecimento isotérmico. O termo $\left(1 + \left|\frac{\dot{\epsilon}^c}{\gamma}\right|^{m_1}\right)$ quantifica a influência da fluência no envelhecimento. O efeito da deformação por fluência é aumentar a densidade de discordância e com isso o endurecimento por envelhecimento é favorecido. O termo Q , uma constante do material para uma determinada liga, é utilizado para representar o limite de saturação para a depleção do soluto zinco atômico dentro da matriz de alumínio. Na prática, quando esse valor de saturação é alcançado, a precipitação para.

As equações (29), (30) e (31) descrevem a contribuição do endurecimento na tensão de escoamento dada por σ_Y . C_A é responsável pela interação entre as discordâncias e os precipitados enquanto o crescimento destes ocorre à fração de volume constante. A equação (30) mostra que, com o surgimento de precipitados, a concentração de soluto atômico diminui e com isso, σ_{SS} também diminui.

Como limitações, este modelo se limita a condição em que a liga de alumínio está solubilizada, raio do precipitado nulo, até a condição T6, máxima resistência. Pela equação (28) o raio do precipitado cresce monotonicamente até atingir o valor de Q . Pelas equações (29) e (30) a tensão de escoamento também crescerá monotonicamente. Entretanto, na prática, embora o precipitado continue crescendo, a resistência do material passa a diminuir, reveja a figura 28. Então para ciclos de CFE que se estendem além da têmpera correspondente a T6, o modelo não reflete a realidade.

A modelagem do envelhecimento de ligas 7XXX ainda é um assunto em aberto. O modelo descrito por Grong [32] seria uma alternativa, entretanto, como ele mesmo escreve, as equações apresentadas por ele não reproduzem bem o envelhecimento de ligas 7XXX. Esse problema tem sido o foco de pesquisas atuais

sobre a CFE, em 2011 Zhan et al. [17] publicou um artigo propondo um modelo para ligas 7055 bastante semelhante ao proposto por Ho [10] no que tange às equações de fluência, mas as equações referentes ao envelhecimento já conseguem reproduzir o decrescimento da tensão de escoamento durante o super envelhecimento do material. Em 2013, Zhan et al. [19] publicou novos estudos sobre envelhecimento utilizando o modelo para simular alguns casos de conformação de chapas.

Por fim, as equações (32), (33) e (34) consistem na formulação triaxial do modelo. Com exceção do cálculo do equivalente de tensão, as equações são as mesmas utilizadas para avaliação de deformações plásticas. Outra observação que cabe para os modelos unificados apresentados e que não é dito nas referências, é que o uso de funções hiperbólicas para a computação da taxa de deformação por fluência normalmente se refere ao mecanismo controlado apenas pelo deslizamento de discordâncias [32]. Por isso, as tensões nos ensaios de fluência são acima de 240MPa, como se pode observar nas figuras 37 e 38. Para cobrir todos os valores de tensão é preciso se verificar se em tensões mais baixas os modelos são válidos e, se forem, obter um novo conjunto de constantes.

3.5.3 Métodos de obtenção das constantes do modelo

Nessa seção serão apresentados os métodos de obtenção das constantes de fluência para os modelos de fluência com envelhecimento.

As constantes do material são encontradas através da minimização de uma função construída com a soma quadrática dos erros entre o modelo e o experimento [56], como descreve a equação (35).

$$F(x) = \sum_{j=1}^n \sum_{i=1}^m (\varepsilon_{ij}^{experimento} - \varepsilon_{ij}^{modelo})^2 \quad (35)$$

Seja um dado conjunto de ensaios de fluência dados por n níveis de tensão imposta ao corpo de provas e, para cada nível de tensão, m leituras de deformação durante o tempo de ensaio e também um vetor x , que se refira aos parâmetros do modelo.

A equação (35) consiste na função objetivo de um problema de otimização e os parâmetros do modelo formam o vetor x tal que faça $F(x)$ adquirir o valor mínimo. A partir deste ponto pode-se utilizar os vários métodos de otimização, sem restrição, disponíveis.

A referência [57] explica em detalhes métodos de otimização sem restrição. Estes algoritmos podem ser baseados no cálculo diferencial e integral, tais como o método dos gradientes conjugados ou estocásticos.

Huang [55], Ho [10] e Jeunearchamps [11] utilizam algoritmos estocásticos baseados em uma busca evolucionária elaborada por Li et al. [51], inicialmente desenvolvido para encontrar os parâmetros do modelo de Kowalewsky [54].

Em seu artigo, Li [56] descreve três possíveis algoritmos denominados como programação evolucionária clássica (PEC), programação evolucionária rápida (PER) e programação evolucionária rápida aperfeiçoada (PERA). Todos eles têm a mesma estrutura lógica, mostrada no fluxograma da figura 39.

Figura 39. Fluxograma básico de solução por mutações usada pelos algoritmos evolutivos.[56]

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Nesta dissertação, trabalhou-se com três ligas de alumínio da serie 7XXX. Os detalhes de cada liga, aplicação, condição do material e dados disponíveis são expostos neste capítulo. A liga AA7010 foi utilizada para a modelagem devido a disponibilidade de dados tanto experimentais como de modelos. A liga AA7475 foi a liga escolhida pela Embraer para fazer o experimento de conformação. A liga AA7050 foi utilizada para os ensaios experimentais porque dentre as ligas 7XXX mais empregadas na aviação, é a de maior resistência à compressão e, portanto, é geralmente a escolhida para revestimento superior de asa.

4.1 Implementação dos modelos de fluência

Quanto às metodologias de implementação dos modelos e a comparação deles, o primeiro passo foi escolher um conjunto de curvas experimentais para testar os modelos propostos. Como o modelo unificado de Jeunechamps [11] para modelagem do processo CFE de AA7010 é derivado do trabalho do Ho [10], optou-se por utilizar as curvas de fluência da figura 38.

Para se obter os valores do gráfico em um formato que fosse possível tratar os dados como se fossem experimentais, utilizou-se o programa Digitize-it-now versão 1.5 [58] para extrair os pares ordenados tempo e deformação de uma imagem do gráfico em forma de tabelas de arquivo texto e então importá-las no programa Microsoft Excel 2007.

Tanto Ho [10] quanto Jeunechamps [11] não detalham as condições do material em seus artigos. Apenas se referem que material está uma condição solubilizada no início do experimento e o envelhece por 24 horas até uma condição estável. Ou seja, parte-se de AA7010-W e chega-se em AA7010-T6. Uma descrição sobre a condição do material pode ser encontrada nas referências [59] e [60].

Com posse dos dados experimentais da literatura, o objetivo da seção 4.1.1 é descrever a metodologia para comparar os modelos simplificados para fluência de Marin-Pao [31] e a lei de potência com o modelo unificado publicado por Ho [10]. O objetivo da seção 4.1.2 é apresentar um método para programar as equações publicadas por Ho [10] no programa de MEF não linear MSC.Marc [52].

4.1.1 Modelos simplificados

Conforme dito, nesta seção trabalhar-se-á com dois modelos simplificados empregados para prever a deformação por fluência. Primeiro utilizou-se o modelo de Marin-Pao [31] para gerar as curvas de fluência da figura 38. Para realizar o ajuste deste modelo aos dados experimentais da literatura, utilizou-se uma função objetivo conforme descreve a equação (35) e encontrou-se o valor mínimo através de funções de otimização disponíveis no programa Microsoft Excel 2007.

A figura 40 mostra a planilha utilizada para realizar o ajuste do modelo. Para cada valor de tempo no qual se tem um valor de deformação experimental, é prevista uma deformação com o modelo e calcula-se o desvio elevado ao quadrado entre o valor de deformação medido e predito. Este valor de erro é então função dos parâmetros A_{mp} , B_{mp} e k do modelo de Marin-Pao [31]. Na célula objetivo coloca-se o logaritmo da somatória dos erros quadráticos de cada ponto. O uso do logaritmo tem como objetivo evitar problemas numéricos causados por altas derivadas geradas pela função exponencial que existe dentro do modelo em questão.

Também para evitar dificuldades numéricas, foram estabelecidas duas colunas para avaliação das constantes do modelo, uma chamada de CONSTANTES_MODELO e outra como CONSTANTES_OTIMIZAÇÃO. Os valores da primeira são utilizados para o cálculo das deformações e os da segunda são as variáveis de otimização. Os valores da coluna CONSTANTES_MODELO são iguais aos valores da coluna CONSTANTES_OTIMIZAÇÃO multiplicados por potências de dez de forma que os valores das variáveis de otimização tenham mesma ordem de grandeza. Isso evita que o método numérico do Excel, baseado em gradiente conjugados, encontre sensibilidades discrepantes.

	A	C	D	E	V	W	X	Y	Z
1		DEFORMAÇÃO							
2	TEMPO	EXPERIMENTAL	MODELO	ERRO				CONSTANTES_MODELO	CONSTANTES_OTIMIZAÇÃO
3							A		
4							K		
5							B		
6									
7							OBJETIVO		
8									
9									
10									
11									

Figura 40. Planilha utilizada para realizar o ajuste do modelo de fluência de Marin-Pao [31].

Com a planilha preparada, o próximo passo é configurar a função de otimização do Excel. Utilizou-se o método de pesquisa por gradientes conjugados com cálculo de derivadas centrais e estimativas quadráticas. Para realizar o procedimento de otimização também foi necessário preparar uma estimativa inicial para os valores de A_{mp} , B_{mp} e k . Para tal foi feito um pré-ajuste alterando-se os valores dessas constantes manualmente até se obter, visualmente através de um gráfico, uma curva próxima aos valores experimentais. Por fim, como a tensão não é um parâmetro do modelo, repetiu-se o ajuste para cada uma das quatro curvas experimentais disponíveis.

Para se ajustar a lei de potência aos valores experimentais, foi feito um procedimento de otimização semelhante ao descrito para o modelo de Marin-Pao [31]. Como a lei de potência retrata apenas o regime secundário da fluência, o primeiro passo foi extrair os pontos experimentais referentes a tal estágio. Para tal, utilizou-se o critério de assentamento em 2% [61]. Com isso tem-se, para cada valor de tensão de ensaio, um conjunto de pontos que representa o segundo estágio da fluência. Através do procedimento de otimização, deseja-se obter as constantes A e n do modelo da lei de potência que ajusta os quatro conjuntos simultaneamente. A figura 41 mostra a planilha utilizada para o ajuste de curvas para obtenção das constantes do modelo. As colunas para os demais valores de tensão utilizados nos ensaios disponíveis foram omitidos para que a figura ficasse legível.

Para avaliar a exatidão dos modelos e a aderência deles utiliza-se o erro médio dado pela soma de todos os desvios (absolutos) dividida pelo número de pontos, o desvio padrão deles e o coeficiente de correlação.

	A	E	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	O	P	Q	R	S	T	U	V	W
1																							
2																							
3																							
4																							
5																							
6																							
7																							
8																							
9																							
10																							
11																							
12																							
13																							

Figura 41. Planilha utilizada para realizar o ajuste do modelo de fluência pela lei de potência.

4.1.2 Modelos unificados

O objetivo dessa seção é expor as metodologias utilizadas desde a calibração do modelo unificado publicado por Ho [10] até a implementação dele no programa MSC.Marc. A figura 42 mostra as etapas a serem cumpridas.

Figura 42. Fluxo para implementação do modelo unificado no MSC.Marc.

4.1.2.1 Calibração do modelo

Dadas as curvas experimentais, a obtenção das constantes do modelo foi realizada através do algoritmo publicado por Li et al. [56]. Para tal, foi construído por Scarpin [62], sob orientação do autor, um programa feito em MATLAB com a interface gráfica mostrada na figura 43.

Figura 43. Tela do programa para obtenção das constantes do modelo de Ho [10]. [62]

Utilizou-se a função "ode45" do MATLAB, que consiste no algoritmo denominado Runge-Kutta de quarta ordem implícito. O programa recebe uma planilha Excel com resultados experimentais do ensaio de fluência e pede para que o usuário insira as condições de ensaio e a quantidade de pontos obtidos no experimento. Com este, foi possível reproduzir as constantes de CFE publicadas por Ho [10].

De posse das constantes do modelo publicadas por Ho [10], foi feito um código em MATLAB para reproduzir as mesmas curvas do modelo exibidas na figura 38. Até então, o trabalho foi de reproduzir em MATLAB os resultados da literatura para garantir que o entendimento das equações foi pleno. O próximo passo foi a implementação em FORTRAN e posteriormente no MSC.Marc.

4.1.2.2 Implementação do modelo unificado em FORTRAN

Antes de partir para a programação da sub-rotina do usuário que o MSC.Marc possui, realizou-se a programação das equações do modelo em FORTRAN no ambiente do Microsoft Visual Studio 2005. Essa etapa intermediária se faz necessária para se assegurar que o código que equaciona o modelo funciona corretamente antes de serem introduzidas as interfaces e lógicas envolvidas na programação de uma sub-rotina do usuário do MSC.Marc.

Tanto o FORTRAN, quanto o MSC.Marc não possuem funções prontas para integração de equações diferenciais disponíveis. Então, conjuntamente com o código do modelo que será implementado, ter-se-á que acoplar um algoritmo que integre essas equações dentro do FORTRAN e do MSC.Marc. Portanto, um dos objetivos de se realizar um código em FORTRAN separadamente do MSC.Marc é também validar o algoritmo de integração.

Para executar tal tarefa, utilizou-se o compilador Intel Visual Fortran Professional v11.0.061 dentro do ambiente Microsoft Visual Studio 2005. Ambas ferramentas são indicadas no próprio manual do usuário do MSC.Marc [52]. O algoritmo utilizado para integrar as equações do modelo de fluência com envelhecimento foi o Runge-Kutta de quarta ordem explícito, com passo fixo, disponível na referência [63].

Utilizou-se precisão dupla para todas as variáveis do código. Para validar as curvas geradas pelo programa que implementa as equações de Ho [10], fez-se uma comparação com as curvas da figura 38.

Na figura 44 tem-se o esquema do programa construído para reprodução das curvas do modelo. Escolheu-se um algoritmo explícito para realizar a integração por ser mais simples de construir e por ser mais rápido. Entretanto o passo deve ser pequeno o suficiente para não causar instabilidade numérica. A equação 36 mostra a relação que o passo deve obedecer para a integração de uma função definida como a soma de uma resposta transitória exponencial com expoente negativo e uma reta [63]. Se o expoente tem um módulo grande (maior que 10), a função é definida rígida e a integração explícita passa a ser bastante instável.

$$\left| 1 + h\alpha + \frac{1}{2}h^2\alpha^2 + \dots + \frac{1}{n!}h^n\alpha^n \right| < 1 \quad (36)$$

Em que h é o passo, α é o expoente da resposta transitória e n é a ordem do algoritmo de integração.

Figura 44. Esquema do programa para integração das equações do modelo implementado em FORTRAN. A letra t indica o instante de uma dada iteração I e h é o passo adotado.

4.1.2.3 Implementação do modelo do material CFE no MSC.Marc

Devido ao fato de o modelo da CFE ainda não estar entre os modelos de fluência embarcados nos *softwares* comerciais, há a necessidade de programá-lo como uma sub-rotina e fazer com o MSC.Marc, o *solver* de método dos elementos finitos, utilize-o. Tanto o MSC.Patran quanto o MSC.Mentat, pré-processadores da MSC.Software, fazem a interface entre a sub-rotina, codificada em FORTRAN, e o MSC.Marc. Para isso alguns passos devem ser realizados.

O programa MSC.Marc possui uma biblioteca de cabeçalhos de sub-rotinas. Estas, para o ponto de vista de programação, funcionam como se o usuário construísse uma função com os argumentos disponibilizados pela sub-rotina. Isso facilita a customização de modelos constitutivos, carregamentos, formulações de contato e etc. Na documentação do MSC.Marc é apresentado um conjunto grande de sub-rotinas [52]. Como todo programa FORTRAN, a sub-rotina deve ser compilada. Apenas versões do compilador FORTRAN da Intel são permitidos pelo *software* da MSC. A interface entre o compilador da Intel e o MSC.Marc é feita pelo pacote da Microsoft Visual Studio .NET 2005. Nos próximos parágrafos é apresentado um passo-a-passo de como se executou a configuração das propriedades do material para uma simulação com um modelo de fluência customizado.

A figura 45 mostra a tela de configuração do material. Diversas opções são mostradas. Para a simulação de conformação por fluência com envelhecimento escolhe-se a opção “*creep*”. Na tela seguinte, figura 46, escolhe-se a opção de utilizar uma sub-rotina do usuário pressionando-se o botão “USER SUB. CRPLAW”. Isso indica que o usuário usará a sub-rotina disponível na biblioteca do MSC.Marc chamada CRPLAW. Com isso, todas as propriedades e equações constitutivas estarão no código FORTRAN. Por isso, a tela não tem mais opções.

O próximo passo é feito na tela na qual é feita a submissão da simulação, figura 47. Quando se pressiona o botão “USER SUBROUTINE FILE” o programa abre uma tela de abertura de arquivos. É nessa tela que se adiciona o arquivo feito em FORTRAN com extensão .f ou .for que foi previamente desenvolvido. Então, quando a análise for submetida, o MSC.Marc executa automaticamente o compilador instalado, compila a sub-rotina e em seguida executa a análise.

Figura 45. Tela de configuração do material a ser simulado.

Conhecido como se coloca a equação constitutiva dentro da análise de elementos finitos, foi necessário entender como o MSC.Marc a trata e com isso como codificar as equações da CFE. A sub-rotina CRPLAW, que é adequada para a programação das equações constitutivas do processo CFE, tem o seguinte formato mostrado no código da tabela 2.

Tabela 2. Cabeçalho da subrotina do usuário para programação de equações constitutivas para CFE.

```
SUBROUTINE CRPLAW(EQCP,EQCPNC,STR,CRPE,T,DT,TIMINC,CPTIM,M,
+NN,KCUS,MATUS,NDI,NSHEAR)
```

```
IMPLICIT REAL *8 (A-H, O-Z)
DIMENSION T(3),DT(1),STR(1),CRPE(1),MATUS(2),KCUS(2)
```

Código do usuário

```
RETURN
END
```

Figura 46. Escolha por uma sub-rotina do usuário.

É importante observar que o laço da figura 44 é controlado pelo próprio MSC.Marc, ou seja, sempre que o programa de elementos finitos fizer um incremento no tempo de simulação, ele chama a sub-rotina para calcular o delta de deformação por fluência de cada elemento da malha. Outra particularidade na programação da sub-rotina consiste no fato de se ter as variáveis de estado. Com isso, é necessário armazenar os valores das variáveis calculados em uma iteração i para serem utilizados no cálculo da iteração $i + 1$. A sub-rotina prevê tal situação e disponibiliza, através das variáveis $DT(1)$ e $DT(2)$, o armazenamento de valores internos da sub-rotina (DT é um vetor de dois elementos). O passo da integração numérica pode ser arbitrado pelo usuário quando este escolhe o procedimento de passo constante para MSC.Marc utilizar simulação. Por fim, é necessário notar que a sub-rotina deve ser escrita em FORTRAN 77.

A figura 48 ilustra como a sub-rotina será testada. O método pode ser resumidamente descrito em dois passos:

Figura 47. Escolha do arquivo da sub-rotina.

Figura 48. Esquema de verificação da sub-rotina com o modelo de Ho [10] embarcado no MSC.Marc.

- Constrói-se um modelo bidimensional, estado plano de tensão, com um único elemento e a tensão equivalente do elemento é introduzida diretamente dentro do código FORTRAN ao invés de se utilizar valores calculados pelo MSC.Marc. Em outras palavras, dentro do código construído existe uma variável que contém o valor da tensão que deve ser utilizada para a integração das equações. O uso da sub-rotina permite que se obtenha a curva de deformação por fluência por meio da variável de saída, que está entre as variáveis de saída padrão do MSC.Marc, chamada deformação por fluência equivalente, mesmo sem que se

resolva de fato um problema de elementos finitos. Nesse caso, essa variável de saída fornecerá o resultado da integração das equações do modelo codificado e as outras grandezas envolvidas em um problema de elementos, como a deformação elástica, por exemplo, terão resultado nulo. A figura 48 (a) mostra primeiro a resposta de deformação por fluência calculada com as tensões colocadas por meio de forças nodais. Na figura 49 (b) é mostrada a mesma simulação, mas com a tensão colocada diretamente na sub-rotina. A figura 48 (c) exibe as deformações elásticas nulas resultantes do caso (b).

Figura 49. Comparação entre inserção da tensão por meio de forças nodais e via sub-rotina do usuário para o cálculo de deformações equivalentes por fluência. (a) Deformação por fluência quando a tensão é imposta por meio de forças nodais, (b) Deformação por fluência quando a tensão é imposta diretamente na sub-rotina e (c) deformação elástica para esse ultimo caso.

- Plotar as curvas de fluência em função do tempo para os valores de tensão disponíveis na figura 38 e confrontar os resultados obtidos pelo MSC.Marc e as curvas da literatura.

Devido a todos esses detalhes de implementação fez a programação do modelo de CFE primeiro separadamente no ambiente do Visual Studio e então se realizou a implementação do modelo da CFE no MSC.Marc com o uso da sub-rotina CRPLAW.

4.2 Modelagem do processo CFE no programa MSC.Marc

Até o momento foi dada ênfase nas equações do modelo do material sob fluência com envelhecimento e a implementação numérica deste. O objetivo dessa seção é descrever um modelo que represente todo processo de conformação CFE. A figura 50 mostra como a equação do material se relaciona com os outros elementos do modelo numérico do processo CFE.

Dada a superfície do ferramental e a geometria da placa, ou chapa, que se deseja conformar, a simulação da conformação inicia com a construção da malha da peça e configura-se a geometria do problema. Em seguida é necessário inserir a equação constitutiva do material, que pode ser do usuário ou padrão do MSC.Marc. Configuram-se então as condições de contorno do processo e adota-se um tipo de análise. Nesta seção, abordar-se-ão os principais conceitos e algoritmos que envolvem o modelo do método dos elementos finitos.

Figura 50. Correlação entre modelo do material e demais elementos do modelo do processo.

4.2.1 Hipóteses

4.2.1.1 Hipóteses do material

As hipóteses do modelo do material em resumo consistem em:

1. Material isotrópico
2. Obedece ao critério de von Mises.
3. Não há variação de volume devido à deformação

4.2.1.2 Conformação isotérmica

O modelo em elementos finitos despreza o período de aquecimento e resfriamento da peça dentro da autoclave. Assume-se que a fluência não existe na peça durante esses dois períodos.

4.2.1.3 Ferramental é indeformável

Como o ferramental é muito mais rígido que a placa ou chapa a ser conformada, este é modelado como uma superfície rígida.

4.2.1.4 Condição de análise estática

Como o fenômeno e as curvas de aumento e diminuição de pressão são lentos, desprezam-se efeitos de inércia.

4.2.1.5 Curvas de pressão independentes do tempo na primeira e terceira etapas do processo CFE

Como o material está apenas no regime elástico e a análise é estática, o tempo não tem sentido físico nas curvas de pressão do modelo durante a primeira e terceira etapa do processo. O único compromisso da curva é alcançar o valor da pressão imposto pela autoclave. Durante a segunda etapa do processo, a pressão é constante durante todo tempo de análise.

4.2.1.6 Condição de não linearidade geométrica

Durante as simulações será utilizada a formulação de grandes deslocamentos. Embora as deformações de material não sejam grandes, já que estão menores que a deformação de escoamento, a geometria do ferramental impõe um deslocamento na placa em valores maiores que a espessura dela. Isso configura um caso de não linearidade geométrica. A figura 51 ilustra esse conceito.

Figura 51. Comparação entre deformação com linearidade geométrica e sem.

4.2.2 Discretização da peça

Para se construir a malha de elementos finitos da peça deve-se escolher entre elementos bidimensionais, tridimensionais e de casca. Descartou-se a utilização de malhas bidimensionais porque só seria possível analisar a peça com curvatura única.

Os elementos de casca também não foram adotados por serem mais utilizados para simular conformação de chapas, ou seja, espessuras de até 5mm. No caso da conformação de revestimentos de asa, as espessuras iniciam em 5mm e dependendo da aeronave, chega a 25mm. Embora a relação entre curvaturas e dimensões da peça ainda assim sugira o uso de elementos de casca, as relações entre tensões ortogonais e paralelas à placa são da ordem de 5%. Portanto, pequenas, mas não desprezíveis. Um terceiro motivo para não se utilizar casca, vem do fato de a fluência ser não linear em função da distância à linha neutra.

Portanto, serão utilizados elementos lineares sólidos hexaédricos de 8 nós. O MSC.Marc disponibiliza dois recursos para corrigir a rigidez de elementos hexaédricos, problema conhecido também pelo termo “shear lock” em inglês. Pode-se utilizar a formulação *assumed strain* ou utilizar integração reduzida. Nesse trabalho utilizou-se a integração reduzida (uso de um único ponto de Gauss). Serão utilizados 8 elementos na espessura das peças para que se possa ter uma boa representação da variação das tensões ao longo da espessura. O apêndice A1 apresenta um estudo das possíveis discretizações e justifica quantitativamente a escolha da malha com elementos hexaédricos. Quanto a dimensões dos elementos utilizou-se dois conjuntos de dimensões. Na primeira malha utilizada, os elementos possuem 100mm de largura, 100mm de comprimento e 1mm de altura. Na segunda malha utilizada, 50mm por 50mm por 1mm. A primeira será denominada grosseira e a segunda refinada.

4.2.3 Condições de contorno

Nesse trabalho realizar-se-á a simulação da CFE de uma peça com duas curvaturas variáveis. A figura 52 mostra uma peça com duas curvaturas variáveis. Nesse caso, não existem planos de simetria e, portanto, o modelo deve ser construído sem a restrição nós. Nessa seção discutem-se as condições de contorno utilizadas para simular essa condição.

Figura 52. Peça com duas curvaturas variáveis.

A pressão de conformação por fluência com envelhecimento é pelo menos a pressão mínima para que a peça encoste, de preferência totalmente, no ferramental durante o primeiro estágio. Com uma análise de contato somente do primeiro estágio é possível avaliar a pressão mínima necessária dentro da autoclave para conformar a peça. Por questões de problemas numéricos, a curva utilizada como entrada no software de elementos finitos é uma reta cujo coeficiente angular é determinado pela convergência numérica. A reta, ou composição de retas, deve ser suave o suficiente pra não causar instabilidade numérica. Como não se tem acesso ao código do programa MSC.Marc, os coeficientes angulares das retas são determinados por tentativa e erro.

Como não existem planos de simetria para que se possa prender a peça, o problema de convergência é complexo, pois a peça está virtualmente solta no início da conformação e no final, é equilibrada apenas pelo atrito.

4.2.3.1 Fixação da peça

A fixação da peça no ferramental é feita através de réguas, como ilustra a figura 53. A peça é apoiada sobre o ferramental e deforma-se devido ao peso próprio até chegar a um equilíbrio dado pelo atrito. Dessa forma a peça fica presa nas direções X , Y , Z e as rotações em X e Y . A rotação em Z é limitada pelas réguas.

Para as peças com simetria não há grandes dificuldades em se representar a maneira de fixar a peça basta restringir os graus de liberdade de forma a se representar as condições de simetria. Mas o uso das réguas gera um problema numérico para representar matematicamente essa maneira de prender peças sem simetria no ferramental. Virtualmente, até a peça tocar as réguas, a placa tem movimento de corpo rígido e a análise estática não apresenta convergência devido à existência de linhas nulas na matriz de rigidez gerada (matriz não positiva definida) pelo método dos elementos finitos. Caso seja adotada uma análise dinâmica, tem-se que tratar o problema como impacto, que tem solução bastante complexa.

Para corrigir essa ausência de fixações durante o estágio de carregamento de pressão, usou-se a condição de contorno *face foundation* do MSC.Marc que simula a peça presa a uma fundação com rigidez constante [52]. Utilizou-se o menor valor de rigidez que apresentou convergência.

Figura 53. Fixação da peça no ferramental com o uso de réguas. Nesse caso, embora a peça tenha seus graus de liberdade restringidos, virtualmente a peça se comporta como corpo rígido no começo da análise.

Durante a segunda etapa de conformação, o atrito prende a peça e a condição de contorno *face foundation* é desnecessária. Já durante a etapa de descarregamento de pressão, não se pode utilizar uma condição de contorno que interfira na geometria final da peça, então o único recurso disponível é ativar a gravidade para que haja atrito após a retirada da pressão. Novamente a convergência é bastante complicada. A tabela 3 resume as condições de contorno utilizadas para fixar a peça durante as três etapas da CFE.

Tabela 3. Condições de contorno para fixar peças sem planos de simetria na simulação da CFE.

Condições de contorno	Estágio de conformação		
	Carregamento	Fluência com Envelhecimento	Descarregamento
Atrito	x	x	x
<i>Face Foundation</i>	x		
Gravidade			x

4.2.3.2 Acoplamento do modelo de fluência com envelhecimento no método dos elementos finitos

Esta seção tem o objetivo de explicitar como o modelo de fluência é acoplado em um modelo de elementos finitos. Como exemplo apresentar-se-á o equacionamento de uma viga sendo comprimida por uma força $\bar{t}$, como na figura 54.

Figura 54. Esquema de análise de elasticidade unidimensional. [64]

O equilíbrio de forças é dado por:

$$-p(x) + b\left(x + \frac{\Delta x}{2}\right) \Delta x + p(x + \Delta x) = 0. \quad (37)$$

Rearranjando e fazendo o limite $\Delta x \rightarrow 0$, chega-se em

$$\frac{dp(x)}{dx} + b(x) = 0. \quad (38)$$

Em um problema uniaxial, a tensão é obtida por

$$\sigma(x) = \frac{p(x)}{A(x)}. \quad (39)$$

Ainda,

$$\varepsilon(x) = \frac{du}{dx}. \quad (40)$$

Se o problema fosse somente elástico e linear,

$$\sigma(x) = E(x)\varepsilon(x). \quad (41)$$

Com $E(x)$ sendo o módulo de elasticidade linear à tração.

Entretanto há a necessidade de se adicionar a deformação inelástica, denotada por $\varepsilon^c(x)$. Introduzindo na equação 41, obtém-se

$$\sigma(x) = E(x)(\varepsilon(x) - \varepsilon^c(x)). \quad (42)$$

Com isso a equação diferencial, na forma forte, da viga sob fluência é dada por:

$$\frac{d}{dx} [AE \left(\frac{du}{dx} - \varepsilon^c(x) \right)] + b(x) = 0 \quad (43)$$

$$\frac{d}{dt} \varepsilon^c = f(\sigma, \varepsilon^c) \quad (44)$$

A deformação por fluência varia de acordo com o modelo adotado. Nesse ponto a equação diferencial pode ser discretizada de acordo com o método dos elementos finitos. Vale dizer, que o problema real é tridimensional e ainda há necessidade de se colocar as equações de contato entre a peça e o ferramental. Contudo, esse exemplo simples permite relacionar como as equações de fluência estão conectadas com o todo do problema de simular a conformação com o uso de elementos finitos.

Devido aos problemas com os ensaios de fluência com envelhecimento, adotou-se a equação constitutiva de lei de potência, equação 11, para realizar as simulações juntamente com os resultados publicados por Robey et al. [35] para a liga AA7475. As curvas de relaxação foram obtidas para a liga AA7475 conduzida à 160°C partindo da condição TAF e chega, após 24 horas na têmpera T7351.

Nesse caso, a nomenclatura correta seria apenas T73, já que após a CFE não há etapas de estiramento trativo a frio [60]. Robey et al. [35] apresenta o expoente n da lei de potência conforme foi mostrado na figura 19. A constante A foi obtida através do ajuste do modelo de lei de potência em relação ao gráfico mostrado na figura 21. Para o ajuste, foram consideradas apenas as duas curvas de menor tensão inicial. Isso porque, devido às curvaturas do ferramental, a tensão inicial máxima do experimento de conformação é próximo de 200MPa.

4.2.4 Tipos de análise e configuração do resolvidor por elementos finitos

Seguindo as etapas mostradas na figura 50 deve-se configurar o tipo de análise para cada etapa da CFE. Para as etapas de carregamento e descarregamento da pressão da autoclave, configurou-se como análise estática, portanto independente do tempo. Para a etapa de fluência, optou-se pela opção de análise quase estática, denominada pelo MSC.Marc como CREEP. Tal serve para realizar simulações dependentes do tempo, mas que não possuem efeitos dinâmicos relacionados à massa e amortecimento.

Para cada tipo de análise, o MSC.Marc oferece opções para solução de sistemas de equações não lineares. No apêndice A2 apresenta-se um resumo dos principais métodos numéricos vinculados à simulação da CFE, inclusive os métodos para solução desses tipos de sistema. Foram feitos testes com dois tipos de algoritmos de incremento no tempo: comprimento de arco (*arc-length*) e passo constante.

Por ultimo, como o método dos elementos finitos leva a solução de sistemas lineares, deve ser escolhido o método mais adequado. O manual do usuário [52] traz uma tabela, mostrada no apêndice A2, que relaciona os métodos disponíveis com a adequação destes ao tipo de matriz do sistema linear que se deseja resolver. Lá é

possível ler que para sistemas com possibilidade de problemas de condicionamento, como é o caso da simulação de peças com curvatura variável, deve-se utilizar o algoritmo Esparsos Iterativos ou o Esparsos Diretos Pardiso. Esse último foi adotado. Vale notar, que o algoritmo padrão do MSC.Marc é o Multifrontal Esparsos.

4.2.5 Metodologia para comparação entre simulações e experimentos

Esta seção tem como apresenta a metodologia para comparações entre a simulação por MEF e experimento da conformação da peça com curvatura variável.

A tabela 4 mostra as condições de ensaio e os dados utilizados para a simulação da conformação CFE da peça com duas curvaturas variáveis. Os raios denominados R1 e R2 da ferramenta podem variar na direção X e na direção Y, conforme indica a figura 52. Então, foi cedida pela Embraer a geometria do ferramental e da peça resultante do ensaio em formato CATIA V5R20, programa de desenho auxiliado por computador utilizado pela empresa. A superfície da peça foi obtida através de medições realizadas por uma máquina de medição por coordenadas e reconstruída por meio de interpolações da nuvem de pontos medida. Vale notar que o experimento realizado pela Embraer, por motivos internos, partiu da liga na condição final e matéria prima é resultado a junção de duas peças unidas por soldagem por atrito mistura (Friction Stir Welding - FSW). A simulação foi realizada com módulo de elasticidade igual ao do AA7475-T7351 em temperatura ambiente.

Tabela 4. Condições de ensaio e dados para simulação da peça com dupla curvatura variável.

Dado/propriedade	Experimento	Simulação
pressão da autoclave	0,7MPa	0,7MPa
temperatura da autoclave	163 °C	160 °C
liga - têmpera inicial	AA7475-T7351	AA7475-TAF
dimensões da peça a ser conformada	4m X 1m	4 m X 1 m
tempo de conformação	24 horas	24 horas

Além disso, a geometria da matéria-prima foi simplificada, já que a peça conformada possuía forma trapezoidal e adotou-se para simulação uma geometria retangular com o objetivo de manter o alinhamento das forças impostas pela condição de contorno *face foundation*. A figura 55 ilustra a simplificação descrita.

Figura 55. Simplificação na geometria da peça conformada.

A comparação entre a conformação experimental e a simulação é feita através de cortes das superfícies na direção ortogonal a X (em Y a deformação é muito afetada pela gravidade), conforme esquematiza a figura 56.

Figura 56. Linhas de corte para medição da peça conformada experimentalmente e pela simulação.

Para cada seção serão obtidas as flechas experimentais e simuladas, os respectivos retornos elásticos e os erros relativos do retorno elástico. O retorno elástico é dado pela equação (45) [28]. Jeunechamps [11] recomenda calcular o

retorno elástico com o uso de curvaturas. No caso de superfícies com dupla curvatura variável, as duas maneiras são aproximadas, já que para cada seção há curvaturas médias. Por simplicidade, adotou-se o retorno elástico expresso por flechas.

$$\text{retorno elástico} = 1 - \frac{\text{flecha ferramenta}}{\text{flecha final da peça}} \quad (45)$$

4.3 Procedimentos experimentais

Esse capítulo mostra os procedimentos experimentais realizados com apoio do projeto de conformação por fluência com envelhecimento de revestimento de asas aeronáuticas. Em seguida, ainda nessa seção, apresentam-se os principais resultados do grupo. Tais experimentos são utilizados como dados de entrada para este trabalho por fornecerem informações para compreensão fenomenológica do processo CFE.

4.3.1 Materiais

A liga de alumínio AA7050 na forma de placa laminada, fornecida pela Embraer, é a matéria-prima utilizada nos estudos da conformação por fluência com envelhecimento. A opção por esta liga reside no fato de a CFE ser empregada em revestimentos de asa superiores, que são solicitados por cargas compressivas e no fato da tensão de escoamento e limite de resistência mecânica da liga AA7050 serem as maiores dentre as ligas 7XXX. A tabela 5 apresenta a composição química da liga.

Tabela 5. Composição química da liga AA7050 (% peso)

Liga	Zn	Mg	Cu	Zr	Fe	Ti	Si	Mn	Cr
7050	6,215	2,084	2,216	0,1118	0,073	0,0346	0,041	0,003	0,004

A liga foi trabalhada em duas condições de tratamento térmico diferentes. A tabela 6 mostra a nomenclatura utilizada para cada condição bem como os parâmetros de tratamento térmico para cada uma delas.

Tabela 6. Tratamentos térmicos da liga AA7050.

Liga	Nomenclatura	Condição
AA7050	T7451	Super envelhecida
AA7050	TAF	Sub envelhecida

As análises da condição TAF fornecem as condições iniciais do material, já que a conformação por fluência com envelhecimento é realizada com o material na têmpera TAF. O estudo da têmpera T7451 mostra as condições finais do material de resistência, dureza e o raio do precipitado. Ou seja, obtêm-se propriedades do material da peça na condição de uso.

4.3.2 Ensaios Mecânicos

Os ensaios realizados foram dureza Vickers, tração a quente e fluência. A seguir serão descritos os parâmetros principais de cada um desses ensaios assim como apresentados os resultados e comentários referentes a eles.

4.3.2.1 Dureza Vickers

As medidas de dureza foram realizadas paralelamente à direção de laminação na face da placa, a partir da condição TAF, durante o tratamento térmico de envelhecimento sem carga em intervalos de tempo que variam de 0,5 a 50 horas. A norma de ensaio utilizada é a NBR-6507 [65]. Estes resultados estão reportados em [66].

O objetivo é entender como a dureza varia durante o processo CFE e correlacionar com as equações de envelhecimento dos modelos existentes para o comportamento de fluência com envelhecimento. Embora a evolução da resistência da liga durante o envelhecimento não possa ser determinada apenas com ensaios de dureza, é possível obter com estes, qualitativamente, como a resistência da liga se modifica em função do tempo de envelhecimento. A figura 57 mostra os resultados das medições de dureza da liga AA7050 a partir da condição TAF.

Figura 57. Medidas de dureza da liga AA7050 a partir da condição *TAF*. [66]

A partir do gráfico da figura 57 é possível concluir:

- A condição *TAF* constitui em um estágio sub-envelhecido e após aproximadamente uma hora, o material atinge dureza máxima, 12% maior que a inicial.
- Após o ciclo de conformação CFE (oito horas), o material atinge uma condição super-envelhecida com dureza próxima da condição *TAF*.

É interessante notar também que nem o modelo de Ho [10] nem o modelo de Jeunechamps [11] CFE reproduzem uma curva capaz de representar esse comportamento. Ao se analisar as equações 28 e 29, percebe-se que a resposta do raio do precipitado no tempo é monotonicamente crescente, portanto o incremento na tensão devido ao envelhecimento também possui a mesma característica. A evolução da dureza, e, portanto, da resistência no tempo deve assumir uma forma parabólica quando o eixo do tempo é transformado em logaritmo, como mostra a figura 58.

Caso esses experimentos fossem realizados na presença de tensão, as curvas de dureza seriam aceleradas, já que a presença de tensão aumenta a taxa de crescimento do precipitado. Por isso, para se obter as mesmas propriedades mecânicas do material, o ciclo da CFE deve ser ajustado em relação aos ciclos normalizados de tratamento térmico.

Figura 58. Evolução da dureza em função do tempo durante envelhecimento artificial a 163°C. [66]

4.3.2.2 Ensaios de Tração à Quente

Os ensaios foram realizados pela empresa STM – Sistemas de Teste em Materiais, sediada em São Carlos – SP. A figura 59 mostra o desenho dos corpos de prova e das garras, a figura 60 apresenta como o corpo de provas é montado nas garras. Tais serão utilizados para os ensaios de tração a quente e de fluência.

A tabela 7 resume as condições de todos os ensaios de tração a quente apresentados nesse item.

Tabela 7. Ensaios de tração a quente propostos.

Liga	Condições	Temperaturas (°C)	Velocidades do travessão (mm/min)
7050	TAF	177	20,00
	T7451		0,50
			0,01

Figura 59. Corpo de provas e garras utilizadas nos ensaios de tração à quente e fluência. [67]

Figura 60. Montagem do corpo de provas no sistema de garras utilizado nos ensaios. [67]

Foram utilizadas duas máquinas universais de ensaio da TIME Groups, modelo WDW-100E, ambas com capacidades de 100 kN. Os ensaios de tração a quente foram baseados na norma ASTM E-21 [68], mas com três velocidades de tração: 20, 0,5 e 0,01mm/min, sob temperatura de 177°C. Apenas a última delas pertence ao intervalo permitido por norma. Fornos com controlador de temperatura proporcional, integral e derivativo, com estabilidade de temperatura da ordem de mais ou menos 1 °C. Dos ensaios de tração a quente é possível obter a resistência do material (tensão de escoamento e limite de resistência mecânica) na temperatura em que será aplicada a CFE. Esses resultados mostram a tensão máxima que pode ser aplicada na autoclave, que deve ser menor que a tensão de escoamento. As duas diferentes taxas de deformação foram aplicadas para verificar o nível de sensibilidade da resistência do material com a taxa de deformação e correlacionar com o tempo de aquecimento da peça dentro do ferramental. A realização desses ensaios em diferentes etapas do tratamento térmico (TAF e T7451) irá verificar a influência da microestrutura nas condições inicial e final do processo CFE. A têmpera T7451 denota que, assim como T7351, o material está superenvelhecido e que após o tratamento térmico, o material passa por um estiramento trativo. A diferença entre ambas consiste no tempo de superenvelhecimento, que no caso do T74 é maior que o T73 [60].

As figuras 61, 62 e 63 apresentam os resultados de tração a quente da liga AA7050 sob 177°C com velocidades de garra iguais a 20 mm/minuto, 0,5 mm/minuto e 0,01 mm/minuto respectivamente. Cada figura possui os ensaios da liga em questão com estado inicial na condição TAF e na têmpera T7451.

Nota-se que a tensão de escoamento diminui com a diminuição da velocidade, isso é devido ao maior tempo de exposição à temperatura mais alta que a ambiente. Como a temperatura favorece a movimentações difusivas de material, as discordâncias são menos suscetíveis aos obstáculos, logo o incremento na tensão de escoamento causado pelo encruamento decresce.

Figura 61. Curva tensão deformação para a liga 7050 nas condições T7451 e TAF a 177°C e velocidade da garra igual a 20 mm/min. Ensaio realizado por Levi O. Bueno adquiridos pela Embraer e adaptado de [66].

Figura 62. Curva tensão deformação para a liga 7050 nas condições T7451 e TAF a 177°C e velocidade da garra igual a 0,5 mm/min. Ensaio realizado por Levi O. Bueno adquiridos pela Embraer e adaptado de [66].

Figura 63. Curva tensão deformação para a liga 7050 a 177°C e velocidade da garra igual a 0,01mm/min. Adaptado de [66].

O principal interesse em se realizar os ensaios de tração a quente é determinar os níveis de tensão para realização dos ensaios de fluência. Também é possível fazer algumas considerações sobre a aplicabilidade do processo CFE. A tabela 8 resume os resultados obtidos com os ensaios de tração a quente.

Tabela 8. Resumo dos resultados obtidos pelos ensaios de tração a quente. Adaptado de [66].

Liga	Tratamento Térmico	Temperatura	Velocidade	Tensão de Escoamento
		°C	mm/min	MPa
7050	T7451	177	20	390
			0,5	321
			0,01	248
	TAF	177	20	446
			0,5	412
			0,01	291

A colocação de pesos na máquina de fluência é um procedimento rápido, pode-se pensar em se considerar um limite de 446MPa para realizar o ensaio com a liga na condição TAF (focar-se-á no material TAF porque é a condição na qual o processo CFE é realizado, mas o raciocínio é análogo à têmpera T7451). Entretanto, uma velocidade de 20mm/min significa que o corpo de provas atinge a tensão de escoamento em menos de 1 segundo. Para a velocidade de 0,5mm/min, o tempo de carregamento para atingir a tensão de escoamento é de 38 segundos e se a velocidade for de 0,01mm/min, 22 minutos. Embora o ensaio em laboratório seja possível em todos os casos, é necessário ter em mente que uma autoclave leva, em média, entre 10 e 20 minutos para alcançar a pressão do processo. Então, apesar de ser possível considerar para os ensaios de fluência a tensão de escoamento em 446MPa, recomenda-se realizar o processo CFE em tensões abaixo de 291MPa.

Os ensaios de tração a quente também fornecem estimativas sobre a viabilidade do processo CFE para a fabricação de uma dada peça. Em geral, os valores de retorno elástico para este processo de conformação variam entre 70% e 80%. Com isso, ao se limitar a tensão de trabalho em 291MPa, ou seja, uma deformação para o início do processo de 0,45%, a deformação permanente média causada na peça varia entre 0,08% e 0,13% (tal raciocínio é bastante simplificado devido ao gradiente de relaxação existente na direção da espessura da peça). Isso significa que o menor raio que se consegue realizar em uma placa com 10mm de

espessura varia entre 4000mm e 6000mm. Tais números indicam que o processo CFE deve ser utilizado para fabricação de peças com curvaturas suaves, como é o caso de revestimentos de asas de avião cujos raios de curvatura possuem mesma ordem de grandeza.

4.3.2.3 Ensaios de Fluência

Os ensaios de fluência foram realizados nas condições TAF e T7451, em diferentes combinações de temperatura e tensão. A norma para o ensaio de fluência é a ASTM – E139 [69]. Neste teste, a tensão e a temperatura são mantidas constantes e mede-se a deformação do material. A tabela 9 resume as condições desses ensaios. A máquina utilizada para tal ensaio está esquematizada na figura 64.

Tabela 9. Ensaios de fluência propostos.

Liga	Condições	Temperaturas (°C)	Tensão relativa a σ_y (%)
7050	TAF	177	50
	T7451		70
			90

Como pode ser observado na figura 64, a tensão é imposta devido a um peso morto. Entretanto, houve uma dúvida se, devido à deformação do material e a consequente mudança na seção transversal do corpo de provas, o peso morto imporia uma tensão constante. Como o peso é constante, a tensão no corpo de provas é constante se a variação na área da seção transversal for desprezível. Em outras palavras, a utilização do peso morto representa um ensaio com tensão constante.

Como as deformações por fluência são baixas, na ordem de 1%, a variação entre deformações de engenharia e verdadeiras são pequenas, como mostra a tabela 10. Logo, pode-se utilizar o peso morto para os ensaios de fluência em questão.

A figura 65 mostra um dos gráficos obtidos com os ensaios de fluência com envelhecimento que foram realizados pelo laboratório STM. Neste caso, a liga AA7050 foi envelhecida a 177°C a partir da têmpera T7451. Este gráfico ilustra problemas presentes também em outros ensaios de fluência.

Figura 64. Ilustração de uma máquina de fluência típica.[62]

Tabela 10. Comparação entre deformação de engenharia e verdadeira.

Deformação de engenharia (ϵ)	Deformação verdadeira $\ln(1 + \epsilon)$	Diferença
0,10%	0,10%	0,000050%
0,20%	0,20%	0,000200%
0,30%	0,30%	0,000449%
0,40%	0,40%	0,000798%
0,50%	0,50%	0,001246%
0,60%	0,60%	0,001793%
0,70%	0,70%	0,002439%
0,80%	0,80%	0,003183%
0,90%	0,90%	0,004026%
1,00%	1,00%	0,004967%

A figura 65 mostra um dos gráficos obtidos com os ensaios de fluência com envelhecimento que foram realizados pelo laboratório STM. Neste caso, a liga AA7050 foi envelhecida a 177°C a partir da tempera T7451. Este gráfico ilustra problemas presentes também em outros ensaios de fluência.

Figura 65. Curva de deformação por fluência para a liga AA7050 a 177°C e 190MPa. [66]

O primeiro problema consiste em uma transição muito rápida do estágio primário para o secundário da fluência. Pelo gráfico, o primeiro estágio da fluência tem duração de minutos. Foi perguntado ao professor Levi de Oliveira Bueno, supervisor dos ensaios, se esse estágio primário não se referia à dilatação térmica ou à resposta elástica devido à colocação dos pesos na máquina de fluência. A resposta foi negativa e o professor confirmou que a deformação apresentada no gráfico corresponde apenas à deformação por fluência.

O segundo ponto é o fato de a deformação por fluência atingir quase 2% em questão de minutos. Em toda revisão bibliográfica e as deformações apresentadas no ensaio da CFE, as deformações atingem em casos extremos 1% e em média valores próximos a 0,4%.

Por fim, a baixa quantidade de pontos adquiridos durante o regime primário da fluência impede um bom ajuste de curvas. No trabalho publicado por Kowalewski [54], ele indica que para uma boa caracterização do regime primário, há a necessidade de se obter pelo menos 15 pontos.

4.3.2.4 Caracterização Microestrutural

Os ensaios de caracterização microestrutural foram realizados e tratados por Prados [66]. As observações serão realizadas em um Microscópio Eletrônico de Transmissão (MET). O objetivo é realizar medições do tamanho dos precipitados para correlacionar com as equações de envelhecimento e resultados da literatura. Para obter o raio do precipitado foi utilizado o programa de Análise de Imagens Image Pro Plus versão 7.0 para Windows (Cybernetic Inc. Maryland- EUA), cujo procedimento de calibração da tela esta ilustrado na figura 66.

Figura 66. Calibração da foto no programa de Análise de Imagens Image Pro Plus 7.0. [66]

A rotina de calibração do processo de avaliação quantitativa dos parâmetros microestruturais das micrografias foram os seguintes:

1. Mede-se a área (A) de cada precipitado;
2. O diâmetro equivalente será obtido pela relação:

$$d_{eq} = \sqrt{\frac{4A}{\pi}} \quad (46)$$

3. A distância média (λ) entre os precipitados é dada por:

$$\lambda = \frac{0,5}{\sqrt{\frac{\text{n}^\circ \text{ de medidas}}{\text{Área observada}}}} \quad (47)$$

4. E finalmente o número de partículas por volume (N_v) é dado por:

$$N_v = \frac{\text{n}^\circ \text{ de medidas}}{\text{Área observada} \times \text{Espessura da amostra}} \quad (48)$$

A figura 67 mostra a imagem da microestrutura da liga AA7050 na condição TAF obtida com um microscópio eletrônico de transmissão.

Figura 67. Micrografias eletrônicas de transmissão da amostra AA7050-TAF. [66]

Observam-se grãos com uma distribuição homogênea dos precipitados. Entre os grãos existem precipitados grosseiros e na região interna dos grãos, precipitados finos. Como o travamento das discordâncias é realizado em grande maioria pelos precipitados presentes no interior do grão, apenas estes foram medidos.

A figura 68 mostra a distribuição dos diâmetros equivalentes dos precipitados existentes na imagem da microestrutura. Em média, o tamanho obtido para os precipitados foi de 5,3nm e a distância média entre eles foi de 4,5nm. Estes valores resultam de medições bidimensionais de entidades tridimensionais, então pode-se subestimar o tamanho real do precipitado. A referência [47] mostra um diâmetro de precipitado igual a 10nm, mas na condição de dureza máxima, têmpera T6. Como a contribuição do raio do precipitado, entre a condição TAF e T6, é aproximadamente linear [8], o valor experimental obtido parece de fato menor que o esperado.

Figura 68. Distribuição de diâmetros equivalentes para os precipitados presentes na microestrutura da liga AA7050 na condição TAF. Adaptado de [66].

4.3.3 Comentários finais sobre os resultados experimentais

Os resultados dos ensaios de tração a quente permitem estimar valores importantes tanto para os ensaios de fluência uniaxiais quanto para a conformação em si. Os ensaios de dureza fornecem informações qualitativas, como a maior resistência à fluência de uma liga quando se parte da condição TAF em relação a quando se parte de uma condição super-envelhecida.

Sob o ponto de vista da modelagem, na seção 5 será mostrado, com o uso das curvas de dureza das figuras 57 e 58, como o equacionamento do envelhecimento pode é decisivo para a exatidão de um modelo para o processo CFE. Isso justifica o trabalho recente de Zhan [18].

Os ensaios de fluência não puderam ser aproveitados para modelagem e as imagens MET permitiram um melhor entendimento da morfologia microestrutural e obtenção do tamanho do precipitado do material na condição TAF.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 Implementação dos modelos de fluência com envelhecimento uniaxial

5.1.1 Modelos simplificados

Conforme descrito na seção 4.1 sobre metodologia, foram implementados os modelos simplificados de Marin-Pao [31] e lei de potência para ajuste em relação às curvas da figura 38. Os resultados de deformação verdadeira e erros absolutos são escritos em porcentagem para evitar quantidades excessivas de zeros após a vírgula.

5.1.1.1 Resultados com o modelo de Marin-Pao [31]

As figuras 69, 70, 71 e 72 mostram a aplicação do modelo de Marin-Pao [31] sobre as respectivas curvas experimentais para as tensões de ensaio de 302,9MPa, 325,2MPa, 336,3MPa, 352,8MPa.

Figura 69. Comparação entre o modelo de Marin-Pao [31] e a curva experimental de deformação por fluência com envelhecimento da liga AA7010 à 150°C [10] com tensão de 302,9MPa.

Figura 70. Comparação entre o modelo de Marin-Pao [31] e a curva experimental de deformação por fluência com envelhecimento da liga AA7010 à 150°C [10] com tensão de 325,2MPa.

Figura 71. Comparação entre o modelo de Marin-Pao [31] e a curva experimental de deformação por fluência com envelhecimento da liga AA7010 à 150°C [10] com tensão de 336,3MPa.

Figura 72. Comparação entre o modelo de Marin-Pao [31] e a curva experimental de deformação por fluência com envelhecimento da liga AA7010 à 150°C [10] com tensão de 352,8MPa.

As constantes obtidas são exibidas na tabela 11. A tabela 12 exhibe os valores do erro médio absoluto, desvio padrão e o coeficiente de múltipla correlação do ajuste do modelo para cada nível de tensão.

Tabela 11. Constantes do modelo Marin-Pao [31] para cada tensão utilizada.

Tensão [MPa]	A	k	B
302,9	0,1424	0,4788	0,0111
325,2	0,1401	0,7456	0,0159
336,3	0,1663	0,6337	0,0249
352,8	0,1713	1,3355	0,0359

Tabela 12. Estatísticas para cada ajuste realizado.

Tensão [MPa]	erro médio absoluto [%]	desvio padrão [%]	coeficiente de correlação
302,9	0,0009	0,0070	0,9955
325,2	0,0006	0,0075	0,9965
336,3	0,0010	0,0095	0,9975
352,8	0,0005	0,0088	0,9987

Pode-se observar que o modelo de Marin-Pao [31] mesmo sendo utilizado para fenômenos de fluência pura, é adequado também para descrever deformações por fluência com envelhecimento quando as tensões de ensaio são altas, ou seja, o mecanismo de fluência é regido pelo deslizamento de discordâncias (conforme a figura 18).

Embora os coeficientes de correlação estejam satisfatórios, ou seja, próximo da unidade, o modelo em questão tem a dificuldade de não permitir que se preveja a curva de deformação da fluência com envelhecimento em função da tensão de ensaio.

Para contornar esse problema, experimentou-se encontrar novas constantes de maneira que os valores de A, para cada tensão, tivessem um coeficiente de correlação de pelo menos 0,97 (valor possível de ser ajustado manualmente) quando comparada com uma função potencial em relação à tensão. O mesmo foi feito com as constantes B e k. As figuras 73, 74 e 75 mostram os gráficos resultantes. O novo conjunto de constantes é mostrado na tabela 13.

Figura 73. Gráfico da constante A em função da tensão.

Figura 74. Gráfico da constante k em função da tensão.

Figura 75. Gráfico da constante B em função da tensão.

Tabela 13. Constantes do modelo Marin-Pao [31] com restrição de coeficiente de correlação mínimo.

Tensão [MPa]	A	k	B
302,9	0,1424	0,4788	0,0111
325,2	0,1511	0,7002	0,0161
336,3	0,1600	0,8512	0,0249
352,8	0,1713	1,3355	0,0359

Baseando-se nessa característica é possível realizar um novo procedimento de otimização utilizando a mesma ferramenta de otimização do Microsoft Excel, mas agora com a seguinte função para a descrição da deformação em relação ao tempo. Cada parâmetro do modelo Marin-Pao [31] foi substituído por uma função potência dependente da tensão de ensaio.

$$\varepsilon(t) = a_1 \sigma^{N_1} (1 - \exp(-(a_2 \sigma^{N_2})t)) + a_3 \sigma^{N_3} t \quad (48)$$

O conjunto de constantes obtido, cujos valores são mostrados na tabela 14, produz gráficos semelhantes aos das figuras 69 a 72, exibidas agora em um único gráfico, na figura 76, juntamente com os dados experimentais e as curvas do artigo publicado por Ho [10]. Ao se comparar a soma de todos os desvios absolutos entre este o novo modelo simplificado, com relação aos dados experimentais, este apresentou um erro 46% menor que o modelo unificado.

Tabela 14. Constantes do modelo proposto pela equação (48).

a_1	N_1	a_2	N_2	a_3	N_3
$2,03 \times 10^{-06}$	1,89	$7,18 \times 10^{-05}$	1,76	$2,02 \times 10^{-20}$	7,17

A tabela 15 mostra as estatísticas do novo modelo em relação aos dados experimentais. É possível observar que ao se utilizar funções potenciais dependentes da tensão, tem-se uma ligeira perda de exatidão do modelo.

Figura 76. Comparação do modelo simplificado construído através do modelo de Marin-Pao [31] e funções potenciais em relação aos dados experimentais [10] e o modelo de Ho [10].

Tabela 15. Estatísticas do ajuste realizado com a equação (48).

Tensão [MPa]	Erro médio absoluto [%]	Desvio padrão [%]	Coeficiente de correlação
302,9	0,0009	0,0070	0,9954
325,2	-0,0111	0,0093	0,9962
336,3	0,0033	0,0109	0,9968
352,8	0,0005	0,0088	0,9986

Na figura 38, nota-se que a curva referente a tensão de 325,2MPa está mais próxima que o esperado da curva cuja tensão de ensaio é 302MPa. Isso porque para uma diferença de tensão entre tais curvas de 23,2MPa tem-se um aumento na deformação final de cerca de 0,1% enquanto que para entre as curvas referentes a 336,3MPa e 325,2MPa há uma diferença de 11,1MPa de tensão e um aumento na deformação final de 0,25%. Isso não é o que se espera, pois para um incremento maior de tensão, espera-se uma diferença maior na deformação por fluência.

Ainda na figura 38 é possível observar que o modelo de Ho [10] também não se ajusta bem à curva cuja tensão é 325,2 MPa quanto se ajusta aos outros níveis de tensão. Entretanto, para validar se houve ou não problema com o experimento para geração dessa curva, é necessário reproduzir o ensaio sob suspeita.

Com o uso do gráfico de dureza mostrado no capítulo 4, é possível melhorar os resultados apresentados pelo novo modelo. Embora o comportamento do envelhecimento seja parabólico apenas quando o eixo do tempo está em escala logarítmica, o uso de funções parabólicas para representar a perturbação que o envelhecimento causa na fluência traz bons resultados para a modelagem do conjunto de curvas utilizados nesse texto [8]. Ao se aplicar a forma simplificada, equação (6), a deformação por fluência com envelhecimento seria dada pela soma da deformação por fluência, dada pelo novo modelo, equação (48), mais uma deformação resultante do distúrbio causado pelo envelhecimento, de forma parabólica.

Ao aplicar o mesmo método para ajuste de curvas utilizado nos ajustes anteriores chega-se nas curvas da figura 77. A aderência do modelo às curvas experimentais tem uma significativa melhora. Novamente é o ajuste referente ao experimento realizado sob a tensão de 325,2MPa que apresenta o maior erro. Se esta curva for desconsiderada, os resultados obtidos apontam para um erro diminuído em cerca de 10 vezes em comparação com o modelo de Ho[10]. Portanto o desenvolvimento de modelos de envelhecimento mais exatos pode melhorar bastante a modelagem do material para simulação da CFE.

Figura 77. Comparação entre resultado experimental [10] e o modelo simplificado de Marin-Pao [31] modificado somado com função parabólica representando o distúrbio do envelhecimento.

5.1.1.2 Resultados com o modelo lei de potência

O gráfico da figura 78 mostra o resultado da aplicação do modelo de lei de potência sobre as curvas experimentais. As constantes do modelo lei de potência são exibidas na tabela 16. A lei de potência informa o coeficiente angular da reta que representa o regime secundário da fluência. Também há o interesse em conhecer os respectivos coeficientes lineares das curvas obtidas, que podem ser encontrados na tabela 17. As estatísticas das curvas obtidas são resumidas na tabela 18.

Tabela 16. Constantes do modelo de lei de potência.

Constante do modelo	Valor
A	$1,5505 \cdot 10^{-25}$
n	9,1692

Tabela 17. Coeficientes angulares das curvas obtidas.

Tensão [MPa]	Coeficiente linear
302,9	0,169
325,2	0,157
336,3	0,176
352,8	0,181

Tabela 18. Estatísticas dos ajustes das curvas ao modelo de lei de potência.

Tensão [MPa]	Erro médio absoluto [%]	Desvio padrão [%]	Coefficiente de correlação
302,9	0,0151	0,0042	0,9946
325,2	0,0284	0,0094	0,9982
336,3	0,0226	0,0083	0,9973
352,8	0,0036	0,0022	0,9995

Figura 78. Lei de potência aplicada ao regime secundário da fluência com envelhecimento.

Os resultados mostram que o estágio secundário da fluência com envelhecimento é representado de maneira satisfatória pela lei de potência. Os erros são uma ordem de grandeza maiores que os do modelo de Marin-Pao [31], mas estão menores que 5% em relação à deformação final para a respectiva tensão. Entretanto como os coeficientes lineares possuem mesma ordem de grandeza que as deformações após 24 horas de ensaio, o erro ao se desprezar o regime primário é considerável. Tal fato é ilustrado pelo gráfico da figura 79.

Figura 79. Erro do modelo de lei de potência para se simular a fluência com envelhecimento.

5.1.2 Modelos unificados

5.1.2.1 Implementação do modelo de Ho [10] em MATLAB, FORTRAN e MSC.Marc

Esta seção apresenta os resultados obtidos com a implementação do modelo de Ho [10] na sequência exposta no capítulo sobre a metodologia. Para ser mais objetivo, este texto apresenta, para cada tensão de teste, a sobreposição das curvas obtidas em MATLAB, FORTRAN e MSC.Marc. A comparação agora não será mais em relação às curvas experimentais, mas em relação às curvas expostas do modelo de Ho [10].

Para isso, o primeiro passo foi utilizar a equação 36 para se obter valores de passo para o algoritmo de integração Runge Kutta de quarta ordem. Para o valor de α adotou-se o maior expoente em módulo obtido no modelo Marin-Pao [31], mostrado na tabela 13, ou seja, $\alpha = 1,3$. Com isso foi possível obter o gráfico da figura 80 com os possíveis valores para o passo de integração.

Este gráfico permite concluir que o maior passo possível seria 1,7. Entretanto, ao se plotar as curvas com vários passos diferentes, como mostra a figura 81 pode-se observar que o passo ideal está em torno de 0,2. Tal diferença, próxima a uma ordem de grandeza, é utilizada muitas vezes para desprezar polos rápidos em plantas de sistemas dinâmicos [61].

Figura 80. Relação de convergência em função do passo de integração para um valor de $\alpha = 1,3$.

Figura 81. Curvas resultantes da integração do modelo de Ho [10] para fluência com envelhecimento em função do passo.

A figura 82 mostra as curvas obtidas, para tensão de 302,9MPa, com as implementações em MATLAB, FORTRAN e MSC.Marc em relação à alguns pontos da curva do modelo de Ho[10], exibida na figura 38. É possível perceber que as curvas são praticamente coincidentes. Com isso conclui-se que para se reproduzir as curvas de fluência com envelhecimento é possível utilizar o algoritmo de Runge Kutta de quarta ordem (RK4) implícito ou explícito. Por isso, embora o MATLAB use RK4 implícito, para as programações FORTRAN e implementação da sub-rotina CRPLAW do MSC.Marc, utilizou-se RK4 explícito.

Figura 82. Resultados das implementações do modelo de Ho [10] em MATLAB, FORTRAN e MSC.MARC em comparação à curva do artigo da referência [10] para tensão igual a 302,9MPa.

A figura 83 mostra o mesmo gráfico, mas agora para a tensão igual a 325,2MPa. As curvas produzidas em MATLAB e FORTRAN continuam coincidentes com a curva do artigo, mas a curva gerada pelo MSC.Marc apresenta um erro relativo médio de 3,7%.

Figura 83. Resultados das implementações do modelo de Ho [10] em MATLAB, FORTRAN e MSC.MARC em comparação à curva do artigo da referência [10] para tensão igual a 325,2MPa.

A figura 84 mostra o mesmo gráfico para a tensão igual a 336,3MPa. As curvas produzidas em MATLAB e FORTRAN permanecem coincidentes novamente,

mas a curva gerada pelo MSC.Marc apresenta um erro relativo médio de 5%.

Figura 84. Resultados das implementações do modelo de Ho [10] em MATLAB, FORTRAN e MSC.MARC em comparação à curva do artigo da referência [10] para tensão igual a 336,3MPa.

Por fim, a figura 85 exibe os resultados para 352,8MPa. Os comportamentos anteriores se repetem e a curva gerada pelo MSC.Marc agora apresenta um erro relativo médio de 6,4%.

Figura 85. Resultados das implementações do modelo de Ho [10] em MATLAB, FORTRAN e MSC.MARC em comparação à curva do artigo da referência [10] a para ensão igual a 352,8MPa.

Apesar de os erros apresentados pelo MSC.Marc serem pequenos, a discussão fica em torno do motivo pelo qual estes existem. Como o código

FORTTRAN foi realizado para garantir que a implementação do modelo está correta, uma vez validado, a programação da sub-rotina CRPLAW do MSC.Marc é praticamente uma cópia do código FORTRAN. A diferença entre estes é que o controle do laço de integração e a armazenagem das variáveis de estado é feita pelo MSC.Marc. Além do problema de exatidão, notou-se também um problema de sensibilidade ao passo escolhido. A Figura 86 mostra o problema em questão.

Figura 86. Curvas de deformação por fluência com envelhecimento com tensão de 325,2MPa fornecida pelo MSC.Marc em função do passo.

Uma das hipóteses levantadas para justificar os resultados obtidos é a precisão das variáveis internas do MSC.Marc. Isso porque o aumento dos valores com a diminuição do passo indica erros de arredondamento. Entretanto, para esses passos o código FORTRAN apresenta convergência nos resultados. Esse comportamento foi percebido durante o desenvolvimento do código FORTRAN, cuja primeira versão foi concebida com precisão simples.

Para finalizar o assunto da modelagem uniaxial da fluência com envelhecimento, o gráfico que correlaciona a duração do estágio primário em função da tensão de ensaio, mostrado na figura 87, mostra um decaimento potencial. Isso é coerente devido aos fenômenos difusivos que regem o deslizamento e a escalada de discordâncias. É interessante também notar também que, pelo modelo de Ho [10], a relação entre a tensão imposta ao corpo de provas e o raio do precipitado, durante as 24 horas do ensaio, é linear, como mostra a figura 88.

Figura 87. Duração do estágio primário da fluência em função da tensão de ensaio.

Figura 88. Tamanho do raio do precipitado após 24 horas de fluência com envelhecimento em função da tensão imposta.

5.1.3 Comentários finais sobre os modelos implementados

A partir dos resultados obtidos mostrou-se que os modelos simplificados, respeitando-se as restrições de cada modelo, reproduziram bons valores para prever o comportamento da liga AA7010 sob o regime de fluência com envelhecimento causado por tensões altas (mecanismo de fluência governado pelo deslizamento de discordâncias). Com o modelo de Marin-Pao [31] obteve-se um erro

médio de 0,001%, entretanto esse modelo não permite obter curvas de deformação em relação do tempo como função da tensão. Já o modelo de lei de potência, apresentou um erro médio maior, mas ainda pequeno, cerca de 0,030%. Contudo este só permite equacionar o estágio secundário da fluência, o que leva a erros da mesma ordem de grandeza que as deformações que o material apresenta após as 24 horas de conformação.

Para contornar essas limitações, criou-se um novo modelo que consiste em uma composição dos dois modelos anteriores. As constantes do modelo de Marin-Pao são escritas como funções potenciais. Este foi comparado com o modelo publicado por Ho [10] e mostrou ser 46% mais exato que o modelo unificado da literatura [8]. Fica a ressalva de que o novo modelo deve ser testado com mais curvas e estatísticas mais sofisticadas.

Sobre a implementação de modelos unificados, mostrou-se que este pode ser integrado tanto implicitamente com o uso da ODE45 do MATLAB, quanto explicitamente com o algoritmo de Runge Kutta de quarta ordem construído em FORTRAN. Com isso provou-se que o comportamento de fluência com envelhecimento não produz funções rígidas (que possuem expoente com alto módulo no termo exponencial de sua função de resposta temporal [63]). Ainda, ambas os métodos reproduziram os resultados publicados por Ho [10].

Embora a reprodução das curvas do modelo unificado tenha sido bem sucedida com o uso do FORTRAN e o código que é utilizado no MSC.Marc seja muito semelhante, a resposta da deformação mostrada pelo programa de elementos finitos mostrou um erro de até 6,4%. Além disso, a resposta está sensível ao passo da simulação. Entre os motivos levantados para tal consistem na execução do laço de integração e no armazenamento dos valores de integração em variáveis internas que são controlados pelo MSC.Marc.

5.2 Modelagem do processo CFE no programa MSC.Marc

5.2.1 Modelo de material utilizado

No capítulo de metodologia foi dito que se utilizariam as curvas de relaxação da figura 21 para se obter as constantes de um modelo de lei de potência para a liga

AA7475 na condição TAF, cujos dados experimentais encontrados na literatura são os mais próximos da liga AA7475-T7351, utilizada pela Embraer para a realização do ensaio de conformação por fluência com envelhecimento. A figura 89 mostra o resultado do ajuste.

Figura 89. Ajuste para encontrar o modelo utilizado na simulação de conformação.

A constante n , expoente do modelo de lei de potência é o valor 4,07, muito próximo ao valor 4,1 apresentado na referência [35]. A constante A , que melhor se ajustou às duas curvas, assumiu o valor $7,5 \cdot 10^{-14}$. Assim como os resultados de fluência com envelhecimento, as curvas de relaxação não reproduziram o estágio primário da fluência de maneira adequada. Entretanto como o expoente, publicado na referência [36], foi obtido de um conjunto de ensaios experimentais maior, é possível encontrar um valor de A que satisfaça as duas curvas (com tensão inicial de 197MPa e 141MPa) simultaneamente.

A figura 90 mostra um gráfico semelhante ao da figura 89, mas sem um expoente que se origina de um conjunto grande de ensaios e o erro que esse equívoco pode causar. Para n igual a 12, é possível obter uma curva de relaxação muito próxima à experimental de tensão inicial 197MPa, mas para a curva de 141MPa praticamente não há relaxação.

Figura 90. Erro ao se privilegiar uma única curva ou realizar o ajuste baseado em poucas curvas. Nesse caso, $n=12$ e $A=1.10^{-31}$.

5.2.2 Resultados da simulação do processo CFE

Essa etapa está dividida em cinco partes. Primeiro comenta-se sobre a curva de pressão e faz-se análises de convergência. Após, comenta-se sobre o refino de malha. Em seguida apresentam-se os resultados relativos à primeira etapa da CFE, a moldagem da peça. Depois sobre a segunda etapa da CFE, fluência com envelhecimento. E por fim, os resultados que se referem à terceira, a desmoldagem da peça.

5.2.2.1 Curva de pressão e análises de convergência

A figura 91 apresenta a curva obtida após uma série de tentativas e melhorias da simulação do processo CFE. As regiões de menores derivadas denotam regiões onde a convergência é mais difícil. Optou-se por apresentar o gráfico com uma duração adimensional, porque em sua maior parte, o tempo não tem sentido físico.

O trecho 1 consiste no período em que a peça estabelece contato com o ferramental e o atrito passa a atuar de forma crescente. No trecho 2, embora o atrito não seja máximo, é possível acelerar a elevação de pressão pois aquele já contribui para a estabilização da peça sobre o ferramental. Vale dizer que embora exista a condição de contorno "*face foundation*" atuando, a rigidez é mantida pequena para

interferir o mínimo possível. O trecho 3 tem derivada diminuída porque é uma região próxima de onde se inicia a diminuir a rigidez da condição de contorno até zero, no início do quarto trecho. Este é o único cujo tempo tem sentido físico, nesse caso horas, e é o período em que a segunda etapa da conformação acontece. Dos trechos de 1 a 3, o passo utilizado foi de 0,4. No passo 4, utilizou-se 0,24. Todos esses valores foram oriundos de experimentos numéricos.

Figura 91. Curva de pressão utilizada na simulação por MEF da CFE.

O trecho 5 apresenta o início da ação da gravidade e da retirada de pressão. Como o atrito está com valores altos, pode-se diminuir a pressão rapidamente. O trecho 6 faz apenas uma transição entre os trechos 5 e 7 para evitar drásticas mudanças na taxa da pressão. Os trechos 7 e 8 são cada vez mais instáveis, já que o atrito está mais baixo e a peça não tem pontos de fixação. O trecho 9 está presente apenas para, no caso de se escolher o algoritmo *arc-length*, o MSC. Marc poder assumir valores de passo diferentes. No descarregamento, utilizou-se um passo igual a 0,1.

Um dos arquivos que o MSC.Marc gera durante a simulação consiste em uma estatística da simulação no qual permite verificar quais regiões da simulação demandam mais iterações para que o solver atinja a condição de convergência imposta pelo usuário. A partir dele foi possível gerar o gráfico da figura 92.

Foi utilizado passo fixo para obter a solução impondo 1% de condição de convergência em relação a forças residuais. Devido ao passo fixo, interrompeu-se a simulação após uma duração de 321 ("horas"). É possível observar uma correlação entre as derivadas da curva de pressão e a quantidade de iterações para obter a convergência. Primeiro no momento em que ocorre o contato da placa no ferramental e depois no final da simulação. Também é possível concluir que a etapa de desmoldagem é bastante custosa. A simulação da conformação sendo simulada com um único processador leva cerca de 20 horas e com a malha refinada, 80 horas. O passo que mostrou convergência assumiu valor de 0,1. Ou seja, são necessários pelo menos 3210 passos para percorrer toda simulação. O único método de incremento que funcionou foi o passo fixo. As opções de passo automático não convergiram e o método "*arc-length*" colocou o MSC.Marc em laço (*loop*) infinito.

Figura 92. Gráfico que relaciona a duração da simulação com a quantidade de iterações que o solver implícito e passo constante (igual a 0,1) faz para atingir uma condição de convergência de 0,01.

5.2.2.2 Refino de malha

As figuras 93 e 94 apresentam mapas de deformação equivalente por fluência, após o processo CFE. Pode-se observar uma diferença de aproximadamente 3% no valor máximo entre uma malha com 4000 elementos e uma malha com 16000 elementos. Ou seja, pode-se concluir que os tamanhos de elementos estão adequados, sem comprometer a exatidão dos resultados.

Figura 93. Mapa de deformações por fluência após a conformação utilizando elemento com as dimensões 100mm por 100mm por 1mm. 4000 elementos no total. Na figura é mostrada a face da placa em contato com o ferramental.

Figura 94. Mapa de deformações por fluência após a conformação utilizando elemento com as dimensões 50mm por 50mm por 1mm. Na figura é mostrada a face da placa em contato com o ferramental.

5.2.2.3 Resultados após a primeira etapa CFE – Carregamento da pressão

Essa seção apresenta e discute os principais resultados com relação à primeira etapa de conformação. A figura 95 mostra que nem toda superfície fica em contato com o ferramental após a imposição da pressão.

Figura 95. Condição de contato da peça sobre o ferramental. Pressão imposta de 0,7MPa. Amarelo denota regiões onde há contato e em azul, onde não há.

A figura 96 mostra a distribuição de tensões equivalentes de von Mises na face superior da peça. Nota-se que não há escoamento e que os níveis de tensão impostos à peça estão dentro dos valores utilizados para calibração do modelo de fluência com envelhecimento. Estes também indicam que ocorre tanto fluência por discordância governada pelo deslizamento quanto pela escalada, já que existem tensões entre zero e 200MPa, reveja a figura 19. Vale observar que não existe simetria na distribuição de tensões devido à variação das curvaturas da superfície do ferramental.

Figura 96. Distribuição de tensões de von Mises na face superior da peça em MPa após a pressão atingir 0,7MPa.

A figura 97 mostra a tensão na direção da corda, σ_{YY} , na face inferior da placa. É nessa face que a peça apresenta o maior valor para esta grandeza. A região indicada será utilizada para mostrar, na seção 5.2.2.4, como a fluência atua na variação de tensão na direção Z da peça. Esta região foi a escolhida por apresentar maior tensão σ_{YY} e fica mais evidente a atuação da fluência.

Figura 97. Tensão na direção Y apresentada pela placa logo após o término da elevação de pressão.

5.2.2.4 Resultados após a segunda etapa – Fluência com envelhecimento

Figura 98A figura 98 mostra o mapa de tensões equivalentes de von Mises na face superior da placa. Ao confrontar com a figura 86 é possível perceber que a tensão máxima tem seu valor diminuído em cerca de 42% devido à relaxação. Nota-se também uma homogeneização na distribuição de tensões e pouca atuação da fluência em regiões onde a tensão inicial era baixa. Essas observações estão coerentes já que o material tem um comportamento potencial em relação à tensão.

Figura 98. Mapa de tensão equivalente von Mises na face superior após a etapa de conformação por fluência com envelhecimento com duração de 24 horas.

A figura 99 mostra como a fluência com envelhecimento altera o perfil de tensões na espessura da peça. Como a peça possui dupla curvatura, a linha neutra da seção transversal não se localiza na cota referente à metade da espessura. O perfil de tensões é praticamente linear para o tempo de conformação igual a zero. Após 24 horas, nota-se uma mudança apreciável em sua forma, o que mostra a não linearidade desse tipo de conformação. Pode-se observar que as primeiras horas de conformação são as que imprimem maior relaxação.

Figura 99. Tensão Y com a distância da face inferior da peça na região indicada na figura 97.

A figura 100 apresenta a distribuição de deformação equivalente por fluência na superfície superior da peça após a conformação. O mapa tem forma bastante semelhante ao de distribuição de tensões. Tal constatação reitera a dependência da deformação por fluência com relação à tensão imposta à peça.

Figura 100. Mapa de deformação equivalente por fluência após 24 de conformação.

O gráfico da figura 101 apresenta a evolução no tempo das deformações por fluência, elástica e total. A deformação por fluência tem um comportamento crescente no tempo. Quanto à ordem de grandeza do resultado, uma deformação por fluência de 0,15% é um valor razoável e condizente com os valores de literatura, referências [10] e [55], por exemplo.

No regime secundário da fluência, que corresponde ao modelo de lei de potência utilizado nessa simulação, a deformação por fluência assume a forma de uma reta. Nesse caso, como se impõe uma deformação constante dada pelo contato da peça com o ferramental, a tensão diminui por relaxação e a taxa de deformação por fluência diminui com o tempo de conformação.

A ocorrência de relaxação significa que parte da deformação elástica se transformou em permanente, logo aquela tem um comportamento crescente para que a soma fique constante. Ao se observar a deformação total (soma das deformações elástica e por fluência) percebe-se que esta não é realmente constante. Isso se dá porque embora a peça esteja pressionada contra o ferramental, regiões dela podem experimentar pequenos deslizamentos. O nó em questão se movimenta cerca de 4 centésimos de milímetro. Outra razão para essa ligeira não constância, consiste no próprio gradiente de deformações existente na peça.

Figura 101. Gráfico mostra a evolução das deformações por fluência, elástica e total na direção Y no nó indicado na figura 97.

Por fim, pode-se analisar a relação entre deformação por fluência e deformação elástica. Embora não se defina um retorno elástico em função dessas duas grandezas, a diferença de forma entre a geometria do ferramental e da peça final é resultante desse balanço. Se a peça inteira tivesse essa relação entre as deformações, o retorno elástico estaria em torno de 50%. Mas como mostram as figuras 99 e 100, a deformação por fluência varia ao longo da peça e principalmente diminui ao aproximarmos da linha neutra e o retorno elástico global da peça é maior.

5.2.2.5 Resultados após a terceira etapa – Desmoldagem da peça

Após a desmoldagem, os pontos a serem analisados consistem na geometria da peça e a tensão residual que esta apresenta. As figuras 102 e 103 mostram o mapa de tensões equivalente von Mises para cada face da peça. Na maior parte da peça, tem-se tensões abaixo de 20MPa, confirmando que o processo CFE produz peças com baixa tensão residual. Tais valores estão próximos ao mostrados por Brandão [28] e também próximos a valores comumente medidos em matéria-prima de peças de alumínio laminado, em torno de 27MPa. Logo, a CFE produz uma peça com pouca adição de tensão residual devido ao processo de fabricação.

Figura 102. Mapa de tensões de von Mises em MPa na face superior da peça após a desmoldagem.

Figura 103. Mapa de tensões de von Mises em MPa na face inferior da peça após a desmoldagem.

A figura 104 mostra o perfil de tensões na direção da corda em função da distância da face inferior na região indicada na figura 97. Tal perfil é semelhante a resultados apresentados por Jeunechamps [11] com exceção da assimetria do perfil, causado pela variação de raios de curvatura do ferramental.

Figura 104. Tensão residual na direção transversal ou corda (eixo Y) em função da distância da face inferior da peça na região indicada na figura 97.

As figuras 105 e 106 apresentam os perfis de tensões residuais na direção longitudinal (eixo X) e na direção ortogonal ao plano da peça (eixo Z). É possível observar que as tensões na direção corda são maiores de maneira que pode-se confirmar que a tensão residual do processo CFE é pequena. Deve lembrar também, que a tensão na direção longitudinal é afetada pela presença da gravidade. Por fim, nota-se que os valores de tensão residuais longitudinal e ortogonal possuem mesma ordem de grandeza.

Figura 105. Tensão residual na direção longitudinal (eixo X) em função da distância da face inferior da peça na região indicada na figura 97.

Figura 106. Tensão residual na direção ortogonal (eixo Z) em função da distância da face inferior da peça na região indicada na figura 97.

A figura 107 mostra os desvios de geometria entre a peça real e a simulada. Na maior parte da peça os desvios são inferiores a 5mm e, no canto esquerdo inferior da mesma imagem, são observados desvios maiores de até 19mm. Com relação aos menores erros, tais advêm principalmente da diferença quanto à têmpera do material. O modelo foi construído com a condição TAF e o experimento foi conduzido com o material super envelhecido. Pela tabela 19, a peça experimental teve um retorno elástico menor que a peça simulada mesmo esta tendo sido conduzida com o módulo de elasticidade a frio, que imprime uma tensão maior e, portanto, uma relaxação maior e um retorno elástico menor. Além disso, o modelo de material utilizado, a lei de potência, não representa bem o estágio primário e pode ter subestimado as deformações causadas pela CFE.

Quanto aos desvios maiores, segundo Barros [70], a fixação da peça para medição estava difícil de ser feita porque a geometria do ferramental causa um equilíbrio instável, rever a figura 52. Logo, esse erro pode ser resultado do dispositivo utilizado para fixação da peça.

Figura 107. Desvios absolutos em milímetros entre as superfícies da peça medida e simulada com o MSC.Marc.

De volta à tabela 19, o retorno elástico predito é 20% maior que o experimental em quatro das cinco seções. É interessante notar que na seção 1 a diferença entre os valores de retorno elástico predito e experimental é 50% maior que nas outras seções. Nessa região, o retorno elástico, quando experimental, é menor que a das outras seções e, quando simulada, é maior. Essa mudança de comportamento pode indicar um problema na medição do experimento.

Nas seções de 2 à 5, os desvios relativos foram aproximadamente constantes e os valores de retorno elástico estão um pouco acima do esperado no caso da peça simulada e um pouco abaixo no caso da peça real. Lembrando que o esperado é ter entre 70% e 75% de retorno elástico.

Tabela 19. Comparação entre flechas e retornos elásticos entre as peças medida e simulada.

seção	flechas [mm]			retorno elástico [%]		erro relativo de retorno elástico [%]
	ferramental	peça		simulação	experimento	
	medido	simulada	medida			
1	49,03	7,85	17,5	84	64	31
2	60,33	12,18	19,83	80	67	19
3	66,11	14,83	23,37	78	65	20
4	65,12	14,36	22,3	78	66	19
5	59,39	11,7	20,18	80	66	22

5.2.3 Comentários finais sobre os resultados da simulação da CFE

As análises de convergência da simulação, as figuras 91 e 92 mostram a diferença entre simular uma peça com dupla curvatura constante e uma geometria próxima a de um revestimento de asa de um avião, a dupla curvatura variável. No caso da dupla curvatura constante, não importa se a peça é vinculada ao ferramental de conformação, sempre é possível restringir os nós das linhas de simetria. No caso da dupla curvatura variável, se a peça não é presa no ferramental, a convergência numérica fica bastante complicada. Um valor de 1400 iterações para encontrar uma solução que respeite os critérios de convergência é um valor muito mais alto que o valor padrão (existe um limite de iterações que o MSC.Marc usa para abortar simulações com problema de convergência, o padrão é 10). Além disso, o gráfico da curva de pressão ser bastante segmentado mostra a importância de se tentar diminuir ao máximo as variações temporais de grandezas envolvidas na simulação.

Como ficaria inviável realizar um procedimento iterativo de otimização para se obter a superfície do ferramental, sugere-se que a peça seja parafusada no ferramental em alguns pontos. Tais são coordenados com o gabarito de montagem do revestimento no restante da asa.

Conseguido gerar os resultados da simulação, estes foram correlacionados com os principais tópicos abordados durante a revisão bibliográfica desse texto. Com o mapa de tensões após a elevação de pressão, mostrou-se que a conformação se dá dentro do regime elástico e tanto o mecanismo de fluência por discordância por escalada e por deslizamento estão presentes. A figura 99 mostra como a tensão varia na espessura da peça, semelhante à curva da figura 16, apenas deslocada devido a tensões biaxiais. A figura 101 recupera as equações (6) e (14), que mostram a ideia básica por traz de análises com deformações inelásticas. Por fim, confirmou-se a baixa tensão residual característica do processo de conformação por fluência com envelhecimento e mostrou-se como essa varia ao longo da espessura da placa.

6 CONCLUSÕES

O trabalho realizado nesta dissertação de mestrado permite as seguintes conclusões sobre o processo de conformação por fluência com envelhecimento de revestimentos de asa aeronáuticos em ligas de alumínio série 7XXX com dupla curvatura variável:

- Os modelos de fluência simplificados Marin-Pao [31] e lei de potência produzem bons resultados desde que sejam respeitadas as limitações deles. Erro absoluto máximo de 0,001% para Marin-Pao [31] e 0,030% para a Lei de potência.
- O modelo composto pela equação de Marin-Pao [31] e lei de potência mostrou-se 46% mais exato que o modelo unificado da literatura publicado por Ho[10]. Entretanto, o novo modelo deve ser testado com mais curvas e estatística mais sofisticada.
- O código FORTRAN reproduz o modelo de Ho[10] e os resultados do MSC.Marc apontam para um erro máximo de 6,4%. Além disso, a resposta desse programa de elementos finitos é sensível ao passo da simulação.
- As simulações da peça com dupla curvatura variáveis sem restrição de nós têm um alto custo computacional, foram necessárias até 1400 iterações para obtenção de convergência para um incremento no tempo.
- Os resultados de tensão após o descarregamento da pressão apontam para uma baixa tensão residual, máximo de 40MPa.
- O erro na predição do retorno elástico com a utilização da lei de potência foi de 20%. A peça real apresentou raios de curvatura menores.

7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como sugestões para trabalhos futuros pode-se propor:

- Estudar novos modelos de envelhecimento para aplicação em CFE;
- Desenvolver algoritmos mais eficientes para resolver o problema de contato em conformação de peças com dupla curvatura variáveis sem imposição de condições de contorno que fixem as peças no ferramental.
- Estudar o processo de conformação por fluência com envelhecimento e sua modelagem em ligas de alumínio mais modernas como alumínio-cobre-lítio e, em ligas de outros materiais aeronáuticos, como o titânio.

REFERÊNCIAS

1. Portal G1 Economia - Negócios. Globo.com, 2011. Disponível em: <http://g1.globo.com/economia/negocios/noticia/2011/11/grandes-aereas-pediram-concordata-antes-da-american-airlines.html> -publicado em 29/11/2011. Acesso em: 05/07/2013.
2. Flight Global. Embraer commits to re-engined E-Jets. Disponível em: <http://www.flightglobal.com/news/articles/embraer-commits-to-re-engined-e-jets-364603/> >, publicado em 10/11/2011. Acesso em: 06/07/2013.
3. AGEFORM - Forming Advanced Aerospace Panels at reduced cost = Disponível em: <http://www.scribd.com/doc/37472248/AgeForm>>. Acesso em: 05/07/2013.
4. BRUHN, E.F. **Analysis and Design of Flight Vehicle Structures**. 2^a. ed., Jacobs Pub, 1973. p. 650. ISBN 0961523409.
5. WATCHAM, K. **Airbus A380 takes creep age-forming to new heights**. Materials World Magazine, vol. 12, n. 2, p 10–11. 2004.
6. STALEY, J.T. & LEGE, D.J. **Advances in aluminium alloy products for structural applications in transportation**. Journal de Physique IV France, vol. 03, n^o C7, p. c7-179-c7-190. 1993. (proc. 3me Conf. Européenne sur les Matériaux et les Procédés Avancés. Disponível em: <http://dx.doi.org/10.1051/jp4:1993728>. Acesso em: 05/07/2013.
7. Emerald Group Publishing Limited. Disponível em: http://www.emeraldinsight.com/content_images/fig/0490280402003.png >. Acesso em: 15/03/2013.
8. HOLMAN, M. C. **Autoclave age forming large aluminum aircraft panels**. Journal of Mechanical Working Technology , vol. 20, p. 477-488, 1989.
9. LIN, J.; HO, K. C. & DEAN, T. A. **An integrated process for modelling of precipitation hardening and springback in creep age-forming**. International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 46, n. 11, pp. 1266-1270. 2006.
10. HO, K. C.; LIN, J. & DEAN, T. A. **Constitutive modelling of primary creep for age forming an aluminium alloy**. Journal of Materials Processing Technology, vol. 153–154, n. 10, p. 122-127, 2004.
11. JEUNECHAMPS, P.-P.; HO, K.C.; LIN, J.; PONTHOT, J.-P & Dean, T.A. **A closed form technique to predict springback in creep age-forming**. International Journal of Mechanical Sciences, v48, n. 6, p. 621-629. 2006.

12. ESCOFFIER, B.; CHASTEL, Y.; PINEAU, A.; SOLA, G. & SURDON, G.; **Physical and mechanical modeling of ageforming in 7050 Al Alloy.** Proc. 22nd 3AF Colloquium Material for Aerospace Applications (Association Aéronautique et Astronautique de France), Nov. 27-28 - 2007. França.
13. GUINES, D.; GAVRUS, A.; RAGNEAU, E. **Numerical modeling of integrally stiffened structures forming from creep.** International Journal of Material Forming. Vol.1, n. 1, pp 1071-1074, 2008.
14. LINA, H., MINA, W. CAILOUB, C. & JI XIUSHENG, J.. **FEM Analysis of Spring - backs in Age Forming of Aluminum Alloy Plates.** Chinese Journal of Aeronautics, Vol. 20, n. 6, p. 564-569. 2007.
15. JESHVAGHANI, R. A.; ZOHDI, H., SHAHVERDI, H. R.; BOZORG, M. & HADAVI, S. M. M. **Influence of multi-step heat treatments in creep age forming of 7075 aluminum alloy: Optimization for springback, strength and exfoliation corrosion.** Materials Characterization, vol. 73, pp. 8-15, 2012.
16. JESHVAGHANI, R. A.; SHAHVERDI, H. R. & HADAVI, S. M. M. **Investigation of the age hardening and operative deformation mechanism of 7075 aluminum alloy under creep forming.** Materials Science and Engineering: A, Vol. 552, n. 29-30, p. 172–178. 2012.
17. ZHAN, L., LIN, J; DEAN, T. A & HUANG, M. **Experimental studies and constitutive modelling of the hardening of aluminium alloy 7055 under creep age forming condition.** Proc. the 14th Int. ESAFORM Conference on Material Forming, Conference Procedures 1353, p. 235-240. 2011.
18. ZHAN, L., LIN, J; DEAN, T. A & HUANG, M. **Constitutive Modelling and Springback Prediction in Creep Age Forming of AA7055 Doubly Curved Panels.** International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 53, n 8, 595-605, 2011
19. ZHAN, L., LIN, J; DEAN, T. A & HUANG, M. **Study on Springback Behavior in Creep Age Forming of Aluminum Sheets.** Advanced Science Letters, Vol. 19, n. 1, 1595-605, 2013.
20. LIN. J.(aut. e ed.); BALINT D. (ed.); PIETRZYK M. (ed.). **Microstructure Evolution in Metal Forming Processes.** 1. ed. Woodhead Publishing Series in Metals and Surface Engineering. p.416. ISBN-10: 0857090747. 2012.
21. ZHAN, L.; LIN, J. & DEAN, T.A. **A review of the development of creep age forming: Experimentation, modelling and applications.** International Journal of Machine Tols & Manufacture. V.51, n.1 p. 1-17, 2011.

22. BREWER, H. M. & HOLMAN, M. C. **Method of Tool Development**. Patente americana - US5168169, 1 Dezembro 1992.
23. FOROUDASTAN, S. D. & HOLMAN, M. C. **Method to Developing Complex Tool Shapes**. Patente americana US005341303A, 23/08/1994.
24. NEWKIRK, L. T. & HOLMAN, M. C. **Method and Aparatus for Constructing a Complex Tool Surface for Use in an Age Forming Process**. Patente americana US5729462, 17 Março 1998.
25. LEVERS, A. ;TANNER, A.; AL KHALIL, M. & PLATTS, M.J. **Development of integrated decision support system for creep age forming**. In: Multidisciplinary Design and Optimisation. Royal Aeronautical Society, Londres, Reino Unido, p;16.1-16.6. 1998. ISBN 185768074X - acesso: <http://publications.eng.cam.ac.uk/329962/>
26. LEVERS, A. **Aircraft Component Manufacturing Tool and Method**. Patente americana US20070120013A1, 31 Maio 2007.
27. RIBEIRO, F.C.; MARINHO, E.P.; INFORZATO, D.J.; COSTA, P.R. & BATALHA, G.F. **Creep age forming: a short review of fundaments and applications**. Journal of Achievements in Materials and Manufacturing, vol 43, n.1, p. 353 - 360. 2010.
28. BRANDÃO, F. M. **Simulação pelo Método dos Elementos Finitos do Processo de Conformação por Fluência com Envelhecimento**. Programa de Pos Graduação em Engenharia Mecanica do Centro universitário da FEI. São Bernardo do Campo. SP, Brasil, Dissertacao de Mestrado. p. 94. 2013.
29. BREWER, H. **Age Forming Integrally Stiffened, Aluminum Aerospace Structures in an Autoclave**. AIAA/AHS/ASEE Aircraft Design, System and Operations Conference. Seattle, EUA: 1989.
30. 3AF-Association Aéronautique Astronautique de France. Disponivel: <http://www.aaafasso.fr/dossiersaaaf/ACTES_COLLOQ.LIBRES/ActColloq.07/Mater.Aerosp.Appl.07.nonCompress/12.pdf>. Acesso em: 11/02/2013.
31. STOUFFER, D. C. & DAME, T. **Inelastic Deformation of metals**. New York: John Wiley & Sons, Inc, 1996.
32. FROST, H. & ASHBY, M. **Deformation-Mechanism Maps. Deformation-Mechanism Maps - The plasticity and creep of metals and ceramics**. Disponivel em: < <http://engineering.dartmouth.edu/defmech/> >. Acesso em: 02/02/2013.

33. ASHBY, M. F. **A first report on deformation-mechanism maps**. Acta Metallurgica. Vol. 20, n. 7, p. 887-897, 1972.
34. SPIGARELLI, S. **Creep of Aluminium and Aluminium Alloys**. TALAT. Lecture 1253. <http://pt.scribd.com/doc/21293949/TALAT-Lecture-1253-Creep>. Acesso em 05/07/2013.
35. ROBEY, R. F.; PRANGNELL, P. B. & DIF, R. **A Comparison of the Stress Relaxation Behaviour of Three Aluminium Aerospace Alloys for use in Age-Forming Applications**. Proc. 9th Int. Conf. on Aluminium Alloys - ICAA9, Brisbane, A.U., eds J.F. Nie, A.J. Morton, B.C. Muddle (2004), pp 132-139 / Materials Forum, v. 28, 2004. pp. 132-139. Disponível em: <http://www.materialsaustralia.com.au/scripts/cgiip.exe/WService=MA/ccms.r?PageId=18020> Acesso em 05/07/2013.
36. ASHBY, M. & JONES, D. **Engenharia de Materiais**, v. 1, p. 461, Editora, Elsevier/Campus, 2007. ISSN 9788535223620.
37. LARSON, F. R.; MILLER, J. **A Time-Temperature Relationship for Rupture and Creep Stresses**. Trans. of the ASME, vol. 74, 765-775, 1952.
38. DAVIS, J. R. **Aluminum and Aluminum Alloys**. illustrated edition. ASM International, 1993 - Technology & Engineering. p.784.
39. BAKAVOS, D.; PRANGNELL, P. B.; R.DIF. **A comparison of the effects of ageforming on the precipitation behaviour in 2xxx, 6xxx and 7xxx aerospace alloys**. Materials Forum. v. 28, p. 124-131, 2004.
40. JACOBIS, M. H. **Process Precipitation Hardening**. TALAT. Lecture 1204. Disponível em: <http://www.alueurope.eu/talat/lectures/1204.pdf>.> Acesso em: 05/07/2013.
41. MATWEB. Online Materials Information. MatWeb Material Property Data. Disponível em: <http://www.matweb.com/index.aspx>. Acesso em: 25 Janeiro 2013.
42. GRONG, Ø. **Process Modelling Applied to Age Hardening Aluminium Alloys**. TALAT. Lecture 1601. Disponível em <http://www.slideshare.net/corematerials/talat-lecture-1601-process-modelling-applied-to-age-hardening-aluminium-alloys>. Acesso 05/07/2013.
43. FRIBURG, G. **Precipitation and plasticity couplings in a 7xxx aluminium alloy: Application to thermomechanical treatments for distortion correction of aerospace component**. Tese de Doutorado. p. 245. Maio 2009. L'Institut Polytechnique de Grenoble. França.

44. POLMEAR, I. J. **Light alloys – Metallurgy of the light metals**. 3. ed. Wiley, 1995. p. 345. ISBN: 0340632070
45. BAKAVOS, D. et al. **Through Thickness Microstructural Gradients in 7475 and 2022 Creep - Ageformed Bend Coupons**. Materials Science Forum, vol. 519-521, p. 407-412, 2006.
46. AEROSPACE MATERIALS SPECIFICATION. **AMS 4201** : Aluminum Alloy, Plate 6.2Zn 2.3Cu 2.2Mg 0.12Zr (7050-T7651) Solution Heat Treated, Stress Relieved, and Overaged. 2003.
47. BAKAVOS, D. et al. **Microstructural Interactions During Stress Ageing a 7475 Aerospace**. Materials Science Forum. Vol. 519-521, p. 333-338, 2006.
48. SALLAH, M.; PEDDIESON, J. & FOROUDASTAN, S. **A mathematical model of autoclave age forming**. Journal of Material Processing Technology. Vol 28, n. 1–2, p. 211-219, 1991.
49. WALKER, K. P. **Research and development program for nonlinear structural modeling with advanced time-temperature dependent constitutive relationships**. Technical report. Nasa, 1981. Apud de [33]
50. HADDAD, Y. M. **Viscoelasticity of engineering materials**. 1. ed. London: Chapman & Hall, 1995. ISBN: 0412590301.
51. EBERL, F. et al. **Ageformable panels for commercial aircraft**. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part G: Journal of Aerospace Engineering, Vol. 222, n. 6, p. 873-886. June 2008.
52. MSC.SOFTWARE CORPORATION. **MSC.Marc user documentation**. EUA, 2010.
53. MILLER, A. K. **An inelastic constitutive model for monotonic, cyclic and creep deformation: Part 1- Equations development and analytical procedures**. Transactions ASME - Journal Engineering Materials and Technology, v.98. n.2, p. 97-105, 1976. Apud de [33].
54. KOWALEWSKI, Z. L.; HAYHURST, D. R.; DYSON, B. F. **Mechanisms - based Creep Constitutive Equations for an Aluminum Alloy**. Journal of Strain Analysis, v. 29, n.4 p. 309-316, 1994.
55. HUANG, L. & HUANG, M. W. S. **Constitutive equations in creep of 7B04 aluminum alloys**. Materials Science and Engineering A, Vol. 527, Issues 16–17, p. 3623-3629. 2010.

56. LI, B.; LIN, J. & YAO, X. **A novel evolutionary algorithm for determining unified creep damage constitutive equations**. International Journal of Mechanical Sciences. Vol. 44, n. 5, p. 987-1002. 2002.
57. VANDERPLAATS, G. N. **Numerical Optimization Techniques for Engineering Design: With Applications**. 1. ed. New York: McGraw-Hill, 1984. ISBN-10 0070669643.
58. DIGITIZE IT NOW, INC. Digitize It Now - Digital Conversion Knoxville - Video Conversion Knoxville - Audio Conversion. Digitize It Now, 2011. Disponível em: < <http://digitizeitnow.com/> >. Acesso em: 12/01/2013.
59. CERVEIRA, R.L.L.P. **Caracterização experimental comportamento mecânico sob solicitação multiaxial em junções de chapas AA2024-T3 soldadas por fricção-mistura ("FSW")**. 2008. p. 156. Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica - Dissertação de mestrado. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, 2008.
60. ALUMATTER. AluSelect: Tempers. alumatter. Disponível em: <http://www.aluminium.matter.org.uk/aluselect/14_tempergroup.asp?tempergroupid=15>. Acesso: 20/05/2013.
61. OGATA, K. **Engenharia de Controle Moderno**. 3. ed.: Prentice-Hall, 2003. 800 p. ISBN 8587918230.
62. SCARPIN, B. T. Comunicação pessoal. 2012.
63. BURDEN, R.L.; FAIRES, D. J., **Análise Numérica**. 1. ed. Thomson Pioneira, São Paulo, 2003.
64. FISH, J. T., **A first course in finite elements method**. 4. ed. N. York: John Wiley, EUA, 2007.
65. ABNT - ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR-6507: Materiais metálicos - Ensaio de dureza Vickers**. 11 Setembro 2008. p. 22.
66. PRADOS, E. F. **Estudos de Superplasticidade e Conformação por Fluência com Envelhecimento para Aplicação na Indústria Aeronáutica**. Relatório interno de pós doutorado. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, 2013, 196 pp.
67. LABORATÓRIO STM. Comunicação direta. 2011.
68. ASTM INTERNATIONAL. **E21-09: Standard Test Methods for Elevated Temperature Tension Tests of Metallic Materials**. 2009, EUA.

69. ASTM INTERNATIONAL. **E139**: Standard Test Methods for Conducting Creep, Creep-Rupture, and Stress-Rupture Tests of Metallic Materials. 2006, EUA.
70. BARROS, L. C. Comunicação pessoal. 2012.
71. BATHE, K. J. **Finite Element Procedures**. Prentice-Hall, 1996. 1052 p. ISBN 013301458.

A1. Apêndice 1 – Análise de malhas

O objetivo desta etapa do trabalho consistiu em comparar os valores da tensão que consistem no tensor de Cauchy em placas de alumínio após o primeiro estágio do processo de conformação por fluência com envelhecimento. Serão comparados os resultados do mesmo fenômeno através de discretizações da peça por diferentes tipos de elementos (de modo hierárquico). Com esse problema simples visa-se aprimorar a capacidade de interpretar os resultados obtidos nas simulações e comparar com as respectivas hipóteses.

Os valores da tensão na peça a ser conformada são calculados de várias maneiras.

- Analiticamente;
- Pelo método dos elementos finitos (MEF) – em estado plano de deformação;
- MEF – elementos 3D.
- MEF – elementos de casca;

Com esses dados o erro de cada tipo de elemento utilizado é calculado em comparação com o resultado da análise tridimensional. O modelo simulado é descrito na figura 108 e na tabela 20.

Figura 108. Modelo do problema.

Tabela 20. Dados de entrada do problema.

Comprimento [m]	Largura [m]	Espessura [m]	Raio [m]	Pressão [N/m ²]	Coeficiente de Poisson [-]	Módulo de elasticidade [GPa]
0,6	0,4	0,02	10	$6,9 \times 10^5$	0,3	79

A placa tem 0,6m de comprimento, 0,4m largura e 0,02m de espessura. O material é descrito com módulo de Young $E = 79$ GPa e coeficiente de Poisson igual a 0,3. Dados parecidos com o alumínio. A ferramenta consiste em uma estrutura infinitamente rígida com uma superfície convexa cujo raio de curvatura é 10m.

A1.1. Resolução analítica

No primeiro passo do modelo hierárquico, utilizou-se a teoria de vigas para a primeira avaliação do estado de tensão da placa. As hipóteses da teoria de vigas são:

- H1. Deformações e deslocamentos pequenos.
- H2. Lei de Hooke.
- H3. A seção transversal da barra permanece plana e indeformável.

Como o raio de curvatura é grande, têm-se, de fato, pequenas deformações e deslocamentos. A lei de Hooke é obedecida já que o alumínio, abaixo da tensão de escoamento, é um material elástico linear. Pela hipótese H3, quando se calcula a placa como uma viga, desconsidera-se o coeficiente de Poisson ($\nu = 0$), já que a seção transversal permanece indeformável. Além disso, o coeficiente de Poisson é desprezível no modelo de vigas, pois as dimensões da seção transversal são desprezíveis em comparação com comprimento da viga, o que no caso da placa, não é verdade.

Para o cálculo analítico utilizou-se a equação da linha elástica dada por,

$$v''(x) = \frac{M}{EI} \quad (49)$$

onde, $v''(x) = \frac{1}{\rho}$, permite calcular o momento fletor imposto à placa. Acoplando na equação de flexão pura dada por,

$$\sigma_{\max} = \frac{M h}{I 2} \quad (50)$$

obtém-se

$$\sigma_{\max} = \frac{E h}{\rho 2} \quad (51)$$

Com isso, a tensão máxima na peça é de 79MPa e o perfil de tensões na espessura da placa é dado pela figura 109.

Figura 109. Perfil de tensão na peça em função da espessura obtido de forma analítica.

A1.2. Resolução pelo MEF 2D - Estado plano de deformação

Na segunda avaliação, foi utilizado um modelo de duas dimensões com estado plano de deformação. No lugar da curvatura imposta, utilizada no item 3, foi substituída por um contato entre a placa e a ferramenta. Tal ocorre devido ao pressionamento da placa contra a ferramenta. Para o coeficiente de atrito, adotou-se zero.

As hipóteses do estado plano de deformação são:

H1. Carregamento e vínculos normais ao eixo longitudinal.

H2. Eixo longitudinal muito maior que as demais dimensões.

A primeira hipótese é bem adequada ao modelo já que tanto o contato quanto a pressão são ortogonais ao eixo longitudinal da placa. Já a segunda hipótese não é totalmente adequada, pois o eixo longitudinal é muito maior que a espessura, mas é da mesma ordem de grandeza que o comprimento da placa.

Foram utilizados 1200 elementos tipo QUAD4 divididos em doze camadas. Para que a matriz fosse sempre positiva definida colocou-se um vínculo que impede a movimentação dos nós do eixo Y na direção X.

A matriz da tensão de Cauchy obtida com o programa MSC.Marc , em MPa, no ponto (0 ; 0,02 ; 0) é:

$$\begin{pmatrix} 83,0 & 5,6 & 0 \\ 5,6 & 0,2 & 0 \\ 0 & 0 & 24,8 \end{pmatrix} \quad (52)$$

Conforme o esperado,

- $\sigma_{33} = \nu(\sigma_{11} + \sigma_{22})$
- σ_{11} , tensão de Cauchy na direção X é um valor próximo ao valor calculado no modo analítico. Diferença de 5%.
- O perfil de tensão na espessura da placa se mostra semelhante ao do modelo analítico.
- Tensões de cisalhamento baixas devido ao atrito nulo.

A1.3. Resolução pelo MEF 3D. Elementos sólidos.

Na terceira avaliação, um modelo tridimensional da placa composto por elementos hexaédricos de oito nós foi utilizado. Novamente, a malha consistiu de 12 camadas. Nesse caso não há hipóteses simplificadoras. O modelo tridimensional funciona como a solução mais precisa que é possível de ser calculada.

A figura 110 mostra o modelo utilizado. Foram utilizados 2160 elementos tipo HEX8 divididos em doze camadas. Para que a matriz fosse sempre positiva colocou-se um vínculo que impede a movimentação dos nós do plano YZ na direção X. A simulação foi feita também no programa MSC.Marc.

Figura 110. Modelo da análise 3D.

Durante a execução do trabalho, notou-se que a solução obtida no modelo 3D estava substancialmente maior que os resultados obtidos nas hierarquias anteriores, cerca de 10MPa. Então se experimentou reprocessar o modelo com o coeficiente de Poisson nulo para verificação. Como dito, no modelo de vigas o efeito do Poisson é desprezado.

A figura 111 mostra o resultado da simulação com coeficiente de Poisson nulo. O valor obtido é o previsto analiticamente (com erro de 0,6%). A matriz da tensão de Cauchy , em MPa, no ponto (0; 0,02; 0) para o caso com coeficiente de Poisson nulo é

$$\begin{pmatrix} 79,5 & 5,4 & 0 \\ 5,4 & 0,2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (53)$$

Figura 111. Resultado da análise 3D sem considerar o coeficiente de Poisson. Escala em MPa.

Na figura 112 são apresentados os resultados para o modelo considerando-se o coeficiente de Poisson. Observa-se que tensão é 10MPa maior que o valor obtido pelo modelo analítico devido à distorção que o coeficiente de Poisson causa na seção transversal, efeito desprezado nas hierarquias anteriores.

A matriz da tensão de Cauchy , em MPa, no ponto (0; 0,02; 0) fica:

$$\begin{pmatrix} 89,9 & 4,5 & 3 \\ 4,5 & 2,7 & 6 \\ 3 & 6 & 27 \end{pmatrix} \quad (54)$$

Figura 112. Resultado da análise 3D considerando o coeficiente de Poisson. Escala em MPa.

Logo, embora para uma primeira aproximação o modelo de viga seja válido, o fato de o coeficiente de Poisson ser desprezado leva a um erro maior que 10%.

A1.4. Resolução pelo MEF 3D. Elementos de casca.

Na quarta avaliação, um modelo tridimensional da placa composto por elementos casca de quatro nós foi utilizado. A hipótese simplificadora consiste em relacionar o sólido tridimensional com uma teoria bidimensional. Para tal, aproveita-se do fato de que a casca é fina, ou seja, que a espessura da peça seja bem menor que as outras dimensões.

A figura 113 mostra o resultado da análise feita com elementos de casca. É possível observar que a hipótese não foi consistente, pois o resultado é o mais impreciso, cerca de 40MPa maior que o resultado obtido no modelo tridimensional. Além disso, a distribuição de tensões na superfície da peça se apresentou diferente do esperado.

Figura 113. Resultados da análise com elementos de casca. Escala em MPa.

Em consulta aos manuais do código MSC.Marc [52], obteve-se a informação de que a espessura da placa é muito grande para utilizar essa aproximação. Conclui-se então que o modelo de casca não é adequado para a representação do fenômeno.

A2. Apêndice 2 – Algoritmos do MSC.Marc na modelagem da CFE

Este anexo tem o intuito de apresentar os principais algoritmos do programa MSC.Marc envolvidos na simulação da CFE. Mais detalhes podem ser encontrados no manual do MSC.Marc [52]. Uma abordagem completa sobre os métodos numéricos envolvidos em análises com o uso de elementos finitos pode ser encontrada no livro publicado por Bathe [71].

A2.1. Algoritmos de Atrito

O software MSC.Marc possui alguns modelos para representar atrito. O modelo de atrito de Coulomb é tratado de acordo com as seguintes equações:

$$|\sigma_t| < \mu \sigma_n \quad (55)$$

para o caso estático, e

$$\sigma_t = -\mu \sigma_n t \quad (56)$$

para o caso dinâmico.

σ_t é a tensão tangencial

σ_n é a tensão normal

t é vetor na direção da velocidade relativa

μ é o coeficiente de atrito

As vezes é mais interessante tratar o problema em termos das forças nodais, ver equações 57 e 58.

$$|f_t| < \mu f_n \quad (57)$$

para o caso estático, e

$$f_t = -\mu f_n t \quad (58)$$

para o caso dinâmico.

f_t é a força nodal tangencial

f_n é a força nodal normal

t é vetor na direção da velocidade relativa

μ é o coeficiente de atrito

As figuras 114 e 115 mostram o comportamento da função atrito. Como a função é um degrau, pode inserir à simulação problemas de convergência. Para contornar esses problemas numéricos, o MSC.Marc disponibiliza variações do modelo de atrito de Coulomb que suavizam o degrau. Na figura 115 são mostrados os modelos de arco-tangente, passo modificado e bilinear.

Figura 114. Modelo de atrito de Coulomb. [52]

Figura 115. Diferentes aproximações para o modelo de atrito de Coulomb. [52]

A2.2. Algoritmos de contato

Quanto aos algoritmos de contato, o programa MSC.Marc disponibiliza três tipos de algoritmos: Contato por multiplicadores de Lagrange, contato por métodos de funções de penalidade (*penalty*) e contato por restrições diretas.

A2.2.1. Multiplicadores de Langrange

A avaliação de contato por multiplicadores de Lagrange consiste na resolução de um problema de minimização com restrição. Esta consiste condição de não penetração. A implementação no software MSC.Marc é através de elementos de *gap*. Segundo o manual, embora esse método permita a inexistência de penetração, ele é numericamente problemático. O uso deste algoritmo faz com que a matriz se torne não positiva definida. Para a correção desse problema, operações numéricas são adicionadas. Embora o problema fique resolvido, este método se torna mais impreciso e instável o que culmina em um alto custo computacional.

Outro problema com este algoritmo reside no fato de que não há massa associada aos multiplicadores de Lagrange e a matriz de massa não pode ser invertida. Isso inviabiliza a aplicação desse algoritmo em análises dinâmica explícita.

Através do uso de elementos de *gap*, há uma adequação do algoritmo, pois há uma limitação do movimento relativo entre as peças de contato. Entretanto deve-se conhecer à priori quando o contato ocorrerá.

A2.2.2. Método de penalidade

O método de penalidade é um procedimento que restringe o movimento através da penalização quando ocorre penetração de um corpo no outro. Isso é análogo a uma mola não linear ligada a dois corpos. Portanto, esse algoritmo permite que alguma penetração ocorra. A escolha do valor da penalidade (*penalty*) também pode gerar instabilidades numéricas.

A2.2.3. Restrições diretas

É o método padrão do MSC.Marc. Consiste em rastrear os corpos e medir a distâncias entre eles até que esta esteja dentro de uma margem de tolerância especificada pelo usuário. Segue o procedimento detalhado do contato entre corpo deformável e superfície rígida. O nó alvo do corpo deformável não tem restrição enquanto o contato não ocorre. Dado o contato, os graus de liberdade são presos aos graus de liberdade do corpo rígido na direção normal. Observe que para o nó não penetrar, apenas a direção normal deve ser restringida.

O software executa três algoritmos para detectar se o contato ocorreu. Para o caso de análises estáticas, o algoritmo chamado *Iterative Penetration Checking Procedure* é utilizado.

O procedimento de penetração iterativa checa a cada iteração dentro do processo de solução por Newton-Raphson se a solução de deslocamentos causaria penetração de algum nó. Se ocorrer penetração, a solução de deslocamento é dimensionada de tal forma que no início da iteração subsequente, novo contato será estabelecido.

A2.3. Métodos numéricos para obtenção dos deslocamentos nodais

A figura 116 mostra o fluxo de operações do software MSC.Marc. Tal explica como o programa resolve um problema de elementos finitos. Nessa seção focar-se-á em entender como os métodos de solução de equação diferencial, utilizados para encontrar o equilíbrio do sistema, atuam juntamente com os algoritmos de resolução de sistemas lineares para resolver o problema da conformação da fluência com envelhecimento.

Esta seção é motivada pelo problema de estabilidade numérica existente em análises de peças que não possuem todos os graus de liberdade restringidos. Tal problema é corrente na análise de peças de dupla curvatura variáveis da indústria aeronáutica.

Figura 116. Diagrama de funcionamento do MSC.Marc. [52]

A2.4. Métodos para solução de sistema de equações não lineares

A figura 117 ilustra o algoritmo de Newton-Raphson para solução de equações. Este método consiste em incrementar o carregamento e encontrar o incremento deslocamento que satisfaz a equação,

$$Ku\delta u = F - Ru \quad (59)$$

Onde u é o vetor deslocamento nodal, K é a matriz de rigidez tangente e R é o vetor de forças internas. R é obtido através da equação 61, ou seja, a força residual nodal é obtida da integral de volume da tensão do elemento. Na expressão de R , β representa a discretização do corpo em análise.

$$R = \sum_{\text{elemento}} \int_V \beta^T \sigma dV \quad (60)$$

No método de Newton-Raphson R e K são funções de u , logo o método consiste em impor um deslocamento u e calcular o valor do carregamento F . Em seguida, com o valor de F , obter o valor de R e verificar se este é desprezível em relação a F de acordo com uma dada tolerância.

CRITÉRIOS DE CONVERGÊNCIA:

VERIFICAÇÃO RESIDUAL

$$\frac{\|F_{\text{residual}}\|_{\infty}}{\|F_{\text{reação}}\|_{\infty}} < \text{TOL}_1$$

VERIFICAÇÃO DE DESLOCAMENTO

$$\frac{\|\delta u\|_{\infty}}{\|\Delta u\|_{\infty}} < \text{TOL}_1$$

Figura 117. Método de Newton-Raphson. [52]

Essa estratégia funciona bem para casos de não linearidades em funções monotônicas. Para o caso de funções não monotônicas, mais de uma condição de equilíbrio para um dado incremento no deslocamento pode ser encontrado e isso faz com que não se consiga convergência, ver a figura 118. Ao realizar incrementos de deslocamento, há problemas de convergência na região do ponto 2. O equilíbrio pode ocorrer no próprio ponto 2 ou no ponto 6.

Para o caso da CFE, devido ao fato de a placa estar solta e flambagem devido à fluência, a instabilidade do contato faz com que o método de Newton-Raphson seja inadequado.

Figura 118. Exemplo de função não resolvida pelo método de Newton-Raphson. [52]

A figura 119 mostra o algoritmo chamado *arc-length*. Agora a estratégia é fazer o incremento radial e procurar a relação de carregamento e deslocamento de equilíbrio dentro de uma região circular. Note que, como a área de busca pela solução é limitada, garante-se que apenas uma solução será encontrada. Para a conformação por fluência com envelhecimento, adotar-se-á esse algoritmo para solução de equações.

Figura 119. Esquema de funcionamento do algoritmo arc-length. [52].

A2.5. Métodos de solução de sistemas lineares

A formulação de elementos finitos leva a sistemas lineares. A solução é obtida através da inversão da matriz quadrada do sistema. Como o MSC. Marc trata vários tipos de problema, alguns algoritmos estão disponíveis. O método padrão trata sistemas lineares simétricos e positivo definidos. Tal método é válido para problemas estruturais lineares cujas condições de contorno adequadas. No caso da conformação por fluência com envelhecimento foi mostrado que se trata de um problema não linear e as condições de contorno tornam a matriz não positiva definida. O manual do software apresenta detalhes de cada um dos métodos de solução de sistemas providos pelo software MSC.Marc e o tipo de problema na qual cada um desses deve ser aplicado. A tabela 21 apresenta um resumo das funcionalidades dos principais algoritmos disponíveis.

Tabela 21. Funcionalidades de algoritmos para solução de sistemas lineares disponíveis no MSC.Marc. Adaptado do manual do usuário [52].

		ALGORITMOS					
TIPOS DE SISTEMA		PERFIL DIRETO	ESPARSO ITERATIVO	ESPARSO DIRETO	ESPARSO MULTIFRONTAL	DIRETO E ITERATIVO	ESPARSO DIRETO PARDISO
	REAL SIMÉTRICA	SIM	SIM	SIM	SIM	SIM	SIM
	REAL ASSIMÉTRICA	SIM	NÃO	NÃO	SIM	NÃO	SIM
	COMPLEXA SIMÉTRICA	SIM	NÃO	NÃO	SIM	NÃO	SIM
	COMPLEXA ASSIMÉTRICA	SIM	SIM	NÃO	SIM	NÃO	SIM
	SISTEMAS COM POSSIBILIDADE DE PROBLEMA DE CONDICIONAMENTO	NÃO	SIM	NÃO	NÃO	NÃO	SIM