

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARANÁ

DIONEI CONGER

**PREVISÃO DE FADIGA TÉRMICA DE MATRIZES PARA INJEÇÃO DE ALUMÍNIO
SOB PRESSÃO UTILIZANDO A EQUAÇÃO DE BASQUIN E
ELEMENTOS FINITOS**

CURITIBA

2011

DIONEI CONCR

**PREVISÃO DE FADIGA TÉRMICA DE MATRIZES PARA INJEÇÃO DE ALUMÍNIO
SOB PRESSÃO UTILIZANDO A EQUAÇÃO DE BASQUIN E
ELEMENTOS FINITOS**

Dissertação apresentada como requisito para obter o título de mestre em engenharia mecânica do Curso de Mestrado em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Paraná, na área de concentração Manufatura.

Orientador: Prof. Dr. Paulo Victor Prestes Marcondes

CURITIBA

2011

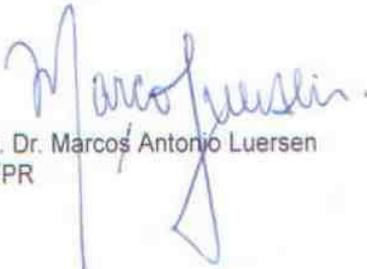
TERMO DE APROVAÇÃO

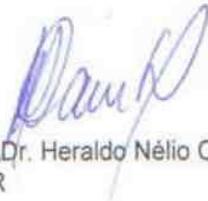
DIONEI CONCR

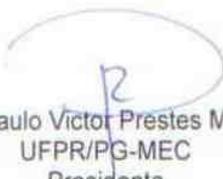
PREVISÃO DE VIDA À FADIGA DE MOLDES DE INJEÇÃO DE ALUMÍNIO SOBRE PRESSÃO UTILIZANDO A EQUAÇÃO DE BASQUIN E ELEMENTOS FINITOS

Dissertação aprovada como requisito parcial à obtenção de grau de Mestre em Engenharia Mecânica, área de concentração Manufatura, no Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia Mecânica, Setor de Tecnologia da Universidade Federal do Paraná.

Banca Examinadora:


Prof. Dr. Marcos Antonio Luersen
UTFPR


Prof. Dr. Heraldo Nélcio Cambraia
UFPR


Prof. Dr. Paulo Victor Prestes Marcondes
UFPR/PG-MEC
Presidente

Curitiba, 31 de agosto de 2011.

DEDICATÓRIA

A Deus que me deu a chance de vencer mais essa jornada em minha vida, onde pude crescer como pessoa, e que ainda me proporcionou conhecer diversas pessoas que hoje fazem parte da minha vida.

Aos meus pais, Durival Antonio Concer e Maria Turaci Concer e minha irmã Emilene Concer que sempre me apoiaram em todos os momentos da minha vida.

A minha noiva, Marina, que foi sempre muito paciente e uma grande incentivadora para muitos momentos dessa pesquisa.

Ao meu orientador Prof. Dr. Paulo Victor Prestes Marcondes, pela orientação e pelas contribuições e críticas que propiciaram um maior aprofundamento dessa pesquisa.

A IBM Industria Brasileira de Moldes que me apoiou nos momentos que eu tive que me ausentar e ainda nos forneceu também como cortesia os corpos de prova.

Aos meus amigos Cleberson, Alisson e Fernando que participaram de muitos momentos desse desafio.

A todos que, direta e indiretamente, contribuíram para a realização deste trabalho.

EPÍGRAFE

A gravidade explica os movimentos dos planetas, mas não pode explicar quem colocou os planetas em movimento. Deus governa todas as coisas e sabe tudo que é ou que pode ser feito.”

Isaac Newton

RESUMO

As matrizes para injeção de alumínio desempenham um papel extremamente importante no processo de injeção sob pressão. Durante a fabricação das matrizes há uma grande preocupação com a confiabilidade na engenharia aplicada ao projeto e principalmente no comportamento dos aços utilizados. A fabricação em função do elevado custo e ao tempo necessário para a fabricação do molde, evidencia o desafio constante de se maximizar o número de ciclo de vida dessas ferramentas. A variação do comportamento das propriedades mecânicas do aço em função da temperatura como a densidade, módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson, coeficiente de dilatação térmica, dureza, condutividade térmica e limite de resistência podem gerar tensões de origem térmica com amplitudes favoráveis ao início de uma trinca. Para essa pesquisa foi estudado a influência da fadiga térmica no número de ciclos de vida na superfície de uma matriz para injeção de alumínio sob pressão em um aço AISI H13, a fadiga térmica é a maior responsável perante a iniciação das fissuras, estima-se que deve ser em aproximadamente 80% a origem das trincas de origem térmica. Para os resultados foi necessário avaliar o comportamento do aço AISI H13 para diferentes gradientes de temperatura, variando em $\Delta T=200^{\circ}\text{C}$, $\Delta T=225^{\circ}\text{C}$ e $\Delta T=250^{\circ}\text{C}$. Com os resultados obtidos através do método dos elementos finitos, foi possível obter as diferentes tensões de origem térmica utilizando o software Abaqus CAE. Assim foi possível determinar quantidade de número de ciclos até o início da trinca através da equação de Basquin e elaborar propostas para coeficientes de correções na determinação do número de ciclos de vida da matriz de injeção de alumínio sob pressão para aplicações envolvendo a fadiga térmica.

Palavras-chave: Matrizes para injeção de alumínio. Elementos finitos. AISI H13. Basquin. Fadiga térmica.

ABSTRACT

The dies for aluminum injection play an extremely important role in the injection process under pressure. During the die manufacturing process is a major concern for reliability in engineering the die design and the steels behavior, i.e. related to the cost of high manufacturing time. In this way, is a constant challenge to maximize the life cycle of these tools. The behavior of the mechanical properties of the steel applied depends of the temperature and density, elastic modulus, Poisson's ratio, coefficient of thermal expansion, hardness, thermal conductivity and yield strength and, easily, can lead to thermal stresses amplitude favorable for a crack initiation. This research studied the thermal fatigue on the surface of an aluminum matrix for injection of AISI H13 during hot work. The thermal fatigue is the most responsible factor to the initiation of cracks, and it is estimated to be approximately 80% of broken dies related to the thermal stress origin. In this work, it was evaluate the behavior of hot work steel AISI H13 at different temperature gradients, $\Delta T=200^{\circ}\text{C}$, $\Delta T=225^{\circ}\text{C}$ and $\Delta T=250^{\circ}\text{C}$, and with the results obtained through computer numerical analysis - finite element method - was possible obtain the stresses originated of thermal stress using Abaqus CAE software, so it was possible to determine the number of cycles until the beginning of the crack through the Basquin equation and develop proposals for corrections to the equation coefficient.

Keywords: Arrays for the injection of aluminum. Finite elements. AISI H13. Basquin. Thermal fatigue.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 01 - Conjunto móvel de um molde para injeção de alumínio sob pressão.....	22
Figura 02 - Matriz para injeção de alumínio sob pressão.....	23
Figura 03 - Sistema de refrigeração de um molde para injeção de alumínio sob pressão.....	25
Figura 04 - Curva tensão x deformação de engenharia.....	27
Figura 05 - Curva tensão x deformação verdadeira.....	28
Figura 06 - Cálculo do valor de n.....	29
Figura 07 - Efeito da temperatura de pico no aumento das trincas térmicas.....	31
Figura 08 - Influência da temperatura máxima e mínima no número de ciclos.....	31
Figura 09 - Variação da densidade em função da temperatura para o aço AISI H13.....	35
Figura 10 - Módulo de elasticidade em função da temperatura para o aço AISI H13.....	36
Figura 11 - Coeficiente de Poisson em função da temperatura para o aço AISI H13.....	37
Figura 12 - Coeficiente de expansão térmica em função da temperatura para o aço AISI H13.....	38
Figura 13 - Limite de resistência e limite de fluência em função da temperatura para o aço AISI H13.....	39
Figura 14 - Representação da superfície de fratura de um eixo sob fadiga.....	43
Figura 15 - Marcas de praia numa liga de alumínio 2024-T3[3].....	47
Figura 16 – Trinca térmica em uma matriz em aço AISI H13.....	48
Figura 17 – Trinca térmica em estágio avançado em um matriz em aço AISI H13...	49

Figura 18 - Curvas S-N de uma liga de alumínio para vários valores de tensão média.....	52
Figura 19 - Curvas de vida constante à fadiga com tensão média diferente de zero.....	53
Figura 20 - Comportamento cíclico de um material sob controle de deformação.....	54
Figura 21 - Influência da tensão média σ_m em curvas S-N.	57
Figura 22 – Modelo geométrico da matriz.....	61
Figura 23 - Seqüência básica de etapas para aplicação do método dos elementos finitos.....	62
Figura 24 – Aplicação da malha na matriz.....	66
Figura 25 - Aplicações das condições de contorno no Abaqus CAE.....	67
Figura 26 - Corpo de prova em AISI H13 temperado e revenido com 44-46 HRc utilizado no ensaio de tração.....	69
Figura 27 - Ensaio de tração em dois corpos de prova em AISI H13, temperado e revenido com dureza de 44-46 HRc.....	73
Figura 28 - Limite máximo de resistência em função da temperatura para o aço AISI H13.....	75
Figura 29 - Distribuição de temperatura no modelo utilizando o Abaqus CAE.....	76
Figura 30 - Distribuição de tensões térmicas para um $\Delta T=200^\circ\text{C}$	78
Figura 31 - Gráfico do comportamento da tensão de Von Mises para um $\Delta T=200^\circ\text{C}$	80
Figura 32 - Distribuição de tensões de térmicas para um $\Delta T=225^\circ\text{C}$	82
Figura 33 - Gráfico do comportamento da tensão de Von Mises para um $\Delta T=225^\circ\text{C}$	84
Figura 34 - Distribuição de tensões térmicas para um $\Delta T=250^\circ\text{C}$	86

Figura 35 - Gráfico do comportamento da tensão em um tempo de 20s.....89

Figura 36 - Gráfico da variação de tensão versus espessura da matriz.....91

LISTA DE TABELAS

Tabela 01 - Condutividade térmica em função da temperatura para o aço AISI H13.....	38
Tabela 02 - Condições de contorno para a simulação.....	68
Tabela 03 - Propriedades do AISI H13 utilizada na simulação computacional.....	68
Tabela 04 - Propriedades mecânicas dos corpos de prova.....	74
Tabela 05 - Distribuição das tensões térmicas para um $\Delta T=200^{\circ}\text{C}$	79
Tabela 06 - Propriedades mecânicas para o AISI H13 para as temperaturas de 250°C e 450°C.....	81
Tabela 07 - Distribuição das tensões térmicas em função do tempo para o gradiente de temperatura $\Delta T=225^{\circ}\text{C}$	83
Tabela 08 – Propriedades mecânicas para o AISI H13 para as temperaturas de 250°C e 475°C.....	85
Tabela 09 - Distribuição das tensões térmicas em função do tempo para o gradiente de temperatura $\Delta T=250^{\circ}\text{C}$	88
Tabela 10 - Propriedades mecânicas para o AISI H13 para as temperaturas de 250°C e 500°C.....	90
Tabela 11 - Primeira condição para o cálculo do número de ciclos da matriz.....	93
Tabela 12 - Segunda condição para o cálculo do número de ciclos da matriz.....	95
Tabela 13 - Terceira condição para o cálculo do número de ciclos da matriz	96
Tabela 14 - Proposta matemática para determinar novos coeficientes de Basquin..	97
Tabela 15 – Novos coeficientes propostos de Basquin.....	98
Tabela 16 - Simulação matemática para validação dos novos coeficientes de Basquin.....	99

LISTA DE SÍMBOLOS

σ_T	- Tensão térmica
E	- Módulo de elasticidade
α	- Coeficiente de expansão térmica
ΔT	- Gradiente de temperatura
σ	- Tensão
k	- Tensão obtida na intersecção da reta no ensaio de tração
n	- Coeficiente de encruamento
n'	- Coeficiente de encruamento
ε	- Deformação
Δl	- Alongamento
$\sigma_{engenharia}$	- Tensão de engenharia
L_r	- Limite de resistência
ρ	- Densidade
K	- Condutividade térmica
N_i	- Número de ciclos para início da trinca
N_p	- Número de ciclos de propagação da trinca
T	- Temperatura
N_f	- Número de ciclos
ν	- Coeficiente de Poisson
m	- Fator de atrito
σ_{max}	- Tensão máxima
b	- Coeficiente de Basquin
σ_{min}	- Tensão mínima

σ_m	- Tensão média
σ_a	- Amplitude da tensão
σ_r	- Tensão de ruptura
$\sigma_{m_simulação}$	- Tensão média da simulação
σ_{max_tempo}	- Tensão máxima em um intervalo de tempo
$N_{fm_simulação}$	- Número de ciclos conforme a simulação
$N_{fm_teórico}$	- Número de ciclos conforme a teoria
Y	- Coeficiente de correção de Basquin
UFPR	- Universidade Federal do Paraná
CAE	- Computer Aided Engineering
CAD	- Computer Aided Design
2D	- Duas Dimensões
3D	- Três Dimensões
STEP	- Standard for the Exchange of Product model data

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO E OBJETIVOS.....	17
1.1	INTRODUÇÃO.....	17
1.2	OBJETIVOS.....	18
1.3	ESCOPO.....	19
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	20
2.1	O PROCESSO DE INJEÇÃO SOB PRESSÃO.....	20
2.2	MATRIZ PARA INJEÇÃO DE ALUMÍNIO SOB PRESSÃO.....	21
2.2.1	Matrizes.....	21
2.2.2	A Influência da Temperatura da Matriz no Processo de Injeção Sob Pressão e as Tensões no Desgaste.....	23
2.3	PROPRIEDADES MECÂNICAS	26
2.3.1	Ensaio de Tração.....	26
2.3.2	Coeficiente de Encruamento.....	27
2.3.3	A Influência da Diferença de Temperaturas, Aquecimento e Resfriamento.....	29
2.4	AÇOS.....	32
2.4.1	Aços para Trabalho a Quente	32
2.4.2	Material Isotrópico.....	40
2.4.3	Condições para Materiais Isotrópicos Lineares.....	40
2.5	TENSÕES E FADIGA.....	41
2.5.1	O Critério de Von Mises.....	41
2.5.2	Fadiga.....	42
2.5.3	Fadiga Térmica.....	44
2.5.4	Trincas Térmicas.....	47
2.5.5	Tensão Média.....	51

2.5.6	Carregamento Cíclico Sob Deformação Constante.....	53
2.5.7	Carregamento Alternado e Limite de Fadiga.....	54
2.5.8	Equação de Basquin para vida à Fadiga Térmica.....	55
2.6	MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS.....	58
3	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	60
3.1	GENERALIDADES.....	60
3.2	MODELAGEM.....	60
3.3	SEQUÊNCIA PARA APLICAÇÃO DE ELEMENTOS FINITOS.....	61
3.4	ABAQUS.....	64
3.5	CONSTRUÇÃO DA MALHA.....	65
3.6	PROPRIEDADES DO AISI H13 NA TEMPERATURA DA SIMULAÇÃO.....	68
3.7	ENSAIO DE TRAÇÃO.....	69
3.8	ARQUIVO DE ENTRADA DE DADOS.....	70
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	72
4.1	ENSAIOS DE TRAÇÃO.....	72
4.2	SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL PARA O GRADIENTE DE TEMPERATURA.....	76
4.3	SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL VIA ELEMENTOS FINITOS PARA DETERMINAR AS TENSÕES TÉRMICAS EM UM GRADIENTE DE TEMPERATURA DE 200°C.....	77
4.4	ENSAIO COMPUTACIONAL PARA AS TENSÕES TÉRMICAS EM UM GRADIENTE DE TEMPERATURA DE 225°C.....	81
4.5	ENSAIO COMPUTACIONAL PARA AS TENSÕES TÉRMICAS EM UM GRADIENTE DE TEMPERATURA DE 250°C.....	85
4.6	COMPARATIVO DE TENSÕES EM FUNÇÃO DA ESPESSURA DA MATRIZ DE INJEÇÃO DE ALUMÍNIO SOB PRESSÃO	90
4.7	DETERMINAÇÃO DOS NÚMEROS DE CICLOS ATÉ A TRINCA.....	91

4.8	PROPOSTAS DE COEFICIENTES DE CORREÇÃO PARA A EQUAÇÃO DE BASQUIN.....	96
5	CONCLUSÃO.....	100
6	TRABALHOS FUTUROS.....	102
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	103

1 INTRODUÇÃO E OBJETIVOS

1.1 INTRODUÇÃO

A indústria metal-mecânica, principalmente as ferramentarias de moldes e matrizes para injeção de alumínio sob pressão bem como as fundições de injeção sob pressão, vem aumentando constantemente a procura por aços de qualidade e de tratamentos térmicos. O objetivo constante da preocupação é de maximizar a vida útil destes ferramentais, reduzindo com isso, os custos industriais.

O processo de injeção de alumínio sob pressão é caracterizado por uma alta exigência de desempenho de suas matrizes. Os elevados ciclos de trabalho seguido de grandes variações de temperatura, refletem em um elevado desgaste das matrizes, bem como todo o molde de uma forma geral. As pesquisas nesse segmento são mais freqüentes no sentido de minimizar esta fadiga térmica e aumentar sua vida útil.

Essa pesquisa será desenvolvida para um dos aços mais utilizados para a fabricação dessas matrizes, o AISI H13. Aço ferramenta para trabalho a quente, que além de possuir uma boa condutividade térmica, boa resistência mecânica, ainda beneficia-se de tratamentos que prolonguem a sua vida útil.

As matrizes para injeção de alumínio sob pressão são expostas constantemente à fadiga térmica. Que é a principal causadora das trincas no processo de injeção sob pressão, fato devido ao freqüente contato com o metal líquido em altas temperaturas.

As trincas de origem térmica surgem no decorrer do seu ciclo de vida. Para suportar tal solicitação e ter sua vida útil maximizada, as matrizes devem ter uma correta seleção do aço ao ser empregado em sua fabricação. O tratamento térmico também deve ser adequado, para se obter um aumento de dureza na têmpera até a quantidade ideal de alívio de tensões.

Nesta dissertação será apresentado um estudo bibliográfico para entender o fenômeno de falhas na fadiga térmica. Fenômeno de origem térmica que é responsável por 80% das falhas das matrizes para injeção de alumínio para trabalho a quente.

Será apresentado através da literatura, a variação do comportamento das propriedades do aço AISI H13 com a temperatura. Para as simulações necessárias foi desenvolvido um modelo matemático tridimensional de uma matriz em software de CAD para obter análise de tensões de origem térmica através do critério de Von Mises com auxílio de um software de CAE.

Finalmente, após com os valores obtidos com o auxílio do método dos elementos finitos será desenvolvido um estudo matemático da equação de Basquin.

A equação será utilizada para calcular a estimativa de vida à fadiga térmica de uma matriz de injeção de alumínio sob pressão e finalmente propor coeficientes de correção em função de gradientes de temperatura.

Como o resultado pretende-se orientar o processo de injeção. Através dos resultados, será possível visualizar a necessidade de se controlar os gradientes de temperatura. Podendo ser através de uma engenharia mais direcionada no projeto ou até no controle de vazão do circuito de refrigeração existente.

1.2 OBJETIVOS

O objetivo principal é avaliar a equação de fadiga de Basquin. Posteriormente será elaborado propostas de coeficientes de correção para aplicações envolvendo tensões térmicas através de uma análise pelo método de elementos finitos.

- Verificar o comportamento das propriedades dos materiais variando em função da temperatura e aplicar num software de elementos finitos.
- Analisar as tensões térmicas em uma matriz de injeção sob pressão de alumínio, através do critério da tensão resultante de Von Mises.
- Estimar a quantidade de número de ciclos de injeção possível com uma determinada matriz de injeção de alumínio.
- Propor um fator de correção para a equação de Basquin.

1.3 ESCOPO

O presente estudo será desenvolvido a partir de uma revisão bibliográfica seguido de um planejamento experimental. Onde será englobado de uma forma geral os temas de fadiga térmica aplicada a moldes de injeção de alumínio sob pressão, seguido de metodologia para simulação de fadiga térmica em software de análise numérica computacional.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 O PROCESSO DE INJEÇÃO SOB PRESSÃO

Nas décadas de 50 e 60, foi onde as fundições de alumínio sob pressão teve seu grande apogeu, principalmente nos EUA e Japão, entrando na década de 70 com grande competitividade e equipamentos cada vez mais sofisticados. A década de 80 foi a época da grande transição, de empresa de arte para uma indústria de alta tecnologia, com grande investimento em pesquisas (TASSIN, 1995).

O maior desafio para as fundições de alumínio sob pressão é definir a liga a utilizada conforme a necessidade do produto desejado. A demanda de peças fundidas em ligas de alumínio tem sido crescentes nos últimos anos, este aumento ocorreu principalmente por apresentar uma baixa densidade, que é de $2,7 \text{ g/cm}^3$.

A redução de massa dos componentes de uma forma geral é de extrema importância para a indústria automobilística para a redução de consumo de combustível. A liga 380 é amplamente a mais utilizada na fundição sob pressão (TASSIN, 1995).

No desenvolvimento da engenharia de um molde para injeção sob pressão existem parâmetros que interferem diretamente no desempenho do processo. Os parâmetros podem ser exemplificados, como a força de injeção, pressão de injeção, tempo de enchimento da matriz, temperatura da matriz, distância que o fluxo de alumínio tem a percorrer, velocidade do fluxo de alumínio nos canais de ataque e o tipo de liga.

Segundo Mesquita *et al.* (2005), a indústria de fundição sob pressão de alumínio tem hoje um variado campo de aplicação para seus produtos. Podem-se citar indústrias de diversos segmentos e aplicações como automobilísticas, motociclísticas, equipamentos eletroeletrônicos e eletrodomésticos.

O processo de injeção sob pressão oferece vantagens como à alta produtividade, precisão dimensional, redução de trabalhos de usinagem, excelente acabamento superficial, produção de peças de espessuras bastante reduzidas e possibilidade de obtenção de rosca externa ou interna bruta (JIA *et al.* 2011).

Porém o processo ainda oferece desvantagens como o elevado custo das máquinas injetoras, matrizes e de suas manutenções. Existe ainda a possibilidade de problemas durante o processo, como uma má qualidade interna do produto injetado, devido ao aparecimento de bolhas de gás.

Analisando o processo, o alumínio se caracteriza pelo baixo ponto de fusão, por outro lado permite uma enorme flexibilidade em conceitos de projetos de moldes injeção sob pressão, já que as solicitações térmicas são amplamente reduzidas.

As matrizes dos moldes para injeção de alumínio sob pressão, também conhecidos como moldes permanentes, são os preferidos quando há necessidade de elevadas produções. O baixo custo de moldagem oferece excelentes acabamentos superficiais.

A fundição sob pressão permite velocidades de injeção elevadas, permitindo assim obter durante o processo de injeção produtos com geometrias complexas e pequenas espessuras de paredes.

Segundo Klobcar *et al.* (2007) os parâmetros durante o processo de fundição de alumínio sob pressão normalmente são em altas temperaturas. A temperatura é de cerca de 700°C quando o alumínio é injetado no molde, as velocidades são na faixa de 30 a 100m/s, já as pressões de injeção são da ordem de 50 a 80MPa, as variações de velocidade e de pressão são dependentes principalmente do volume e espessura do material a ser injetado.

2.2 MATRIZ PARA INJEÇÃO DE ALUMÍNIO SOB PRESSÃO

2.2.1 Matrizes

Tassin (1995) e Jia *et al.* (2011) definem que uma matriz de injeção sob pressão de alumínio, juntamente com a máquina injetora, são os principais componentes de um molde para injeção de alumínio sob pressão. É importante destacar que uma matriz de injeção sob pressão possui algumas funções básicas, como receber e conter o metal líquido injetado, conformar o metal líquido injetado na

forma da peça desejada, remover o calor do metal líquido para que este se solidifique e sustentar a peça sólida até que esta seja removida.

A matriz para injeção pode ter uma ou mais cavidades e estas podem ter formas e tamanhos variados. A matriz é formada por duas partes, uma é chamada fixa, pois está presa à placa fixa da injetora e a outra é chamada móvel, pois está presa à placa móvel também da injetora.

Na figura 01 é apresentado o lado móvel de um molde para injeção de alumínio sob pressão. Já na figura 02 a imagem traz uma vista ampliada da matriz do molde da figura 01. Nesse molde o produto a ser injetado é um carter para automóveis onde a ferramenta pesa aproximadamente 11t de aço.

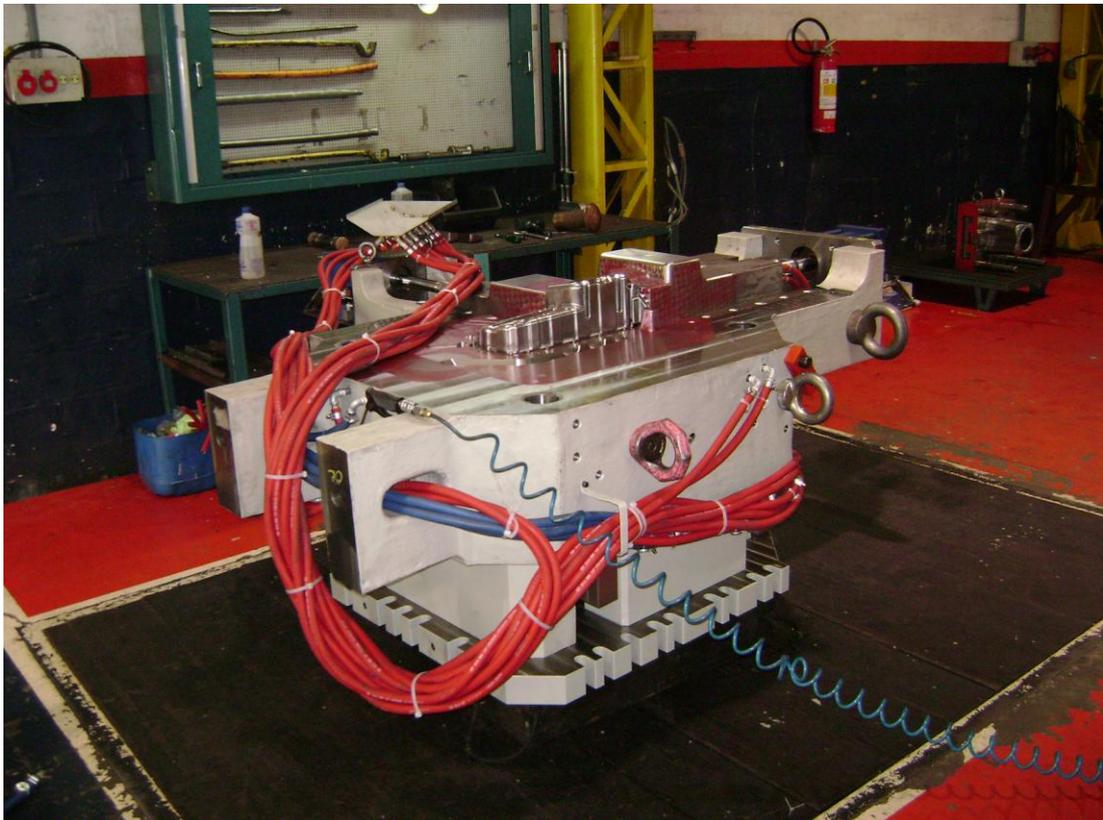


Figura 01 - Conjunto móvel de um molde para injeção de alumínio sob pressão.

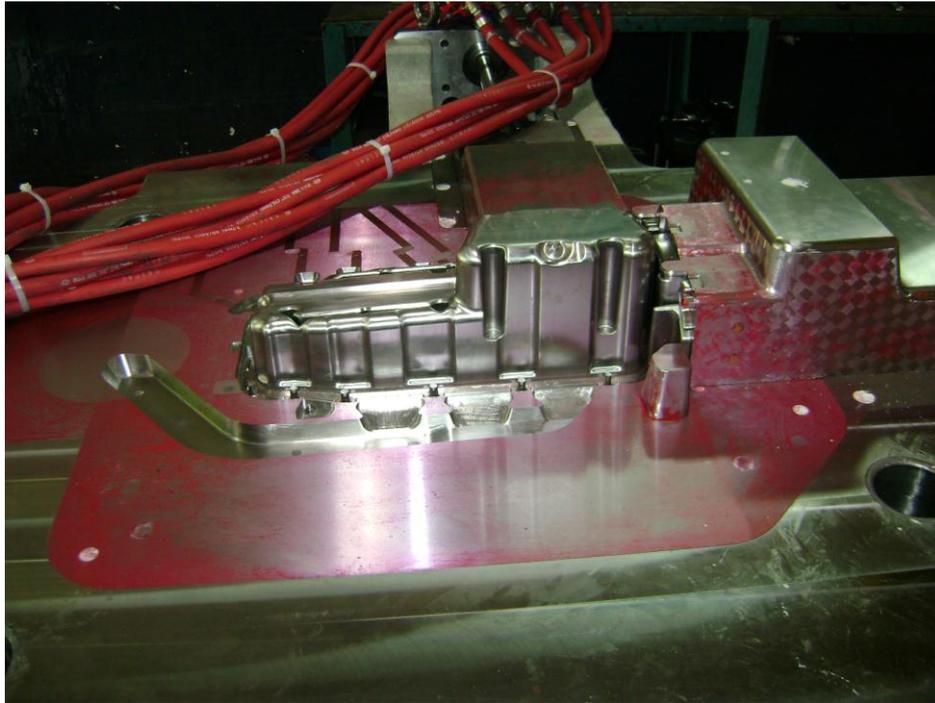


Figura 02 - Matriz para injeção de alumínio sob pressão.

2.2.2 A Influência da Temperatura da Matriz no Processo de Injeção Sob Pressão e as Tensões no Desgaste

Em função da alta velocidade do processo de injeção sob pressão de alumínio o ciclo de aquecimento resultante é muito rápido inicialmente e com grandes probabilidades de estabilização para os ciclos de injeção de média duração. Sabe-se que durante a injeção de alumínio, a temperatura é a maior na superfície da matriz, gerando expansões, como consequência, as tensões de origem térmica, que podem ser descritas pela equação (2.2.2.1).

$$\sigma_T = E.\alpha.\Delta T \quad (2.2.2.1)$$

Onde

σ_T , é a tensão térmica.

E , módulo de elasticidade.

α , coeficiente de dilatação térmica.

ΔT , gradiente de temperatura.

Essas tensões são esforços térmicos que são representados por reações mecânicas no material, que no caso específico dessa dissertação, é o aço AISI H13.

Quando a tensão aplicada for superior ao limite de escoamento do material, dependendo da amplitude dessas deformações. Podem-se ter basicamente dois tipos de deformações, a primeira conhecida como deformação plástica, definida que quando um material ultrapassar o seu escoamento irá se deformar, mesmo quando a carga for retirada (BEER *et al.* 1995).

Ainda Beer *et al.* (1995) lembra que para a maior parte dos materiais, a deformação plástica quando atingida não depende apenas da máxima tensão que o material fica sujeito, mas também dependerá do tempo decorrido até a retirada do carregamento aplicado. Importante destacar que a parcela da deformação plástica que depende da tensão é chamada de deformação lenta do material, já a parcela que depende do tempo de carregamento e da temperatura é chamada de fluência.

Porém a ruptura é definida como a evolução da deformação plástica, ou seja, um estado mais avançado da deformação e irreversível. Portanto quando um material ultrapassar o seu limite de deformação plástica, pode-se ter microtrincas em matrizes até a sua trinca catastrófica.

A temperatura em matrizes de moldes de injeção de alumínio deve estar na faixa de 250°C a 300°C. É bom lembrar que estas temperaturas não são constantes, pois variam de acordo com a distância entre a superfície e a cavidade do sistema de refrigeração segundo (TASSIN, 1995).

De acordo com Kosec *et al.* (2007), o ideal é que a temperatura seja a constante possível, para minimizar os efeitos de fadiga térmica no aço, permitindo assim, alterações mínimas durante o ciclo no processo de injeção.

Para cada 50°C de incremento na temperatura máxima, o risco de falha aumenta. O número de ciclos que precedem à falha varia inversamente com a temperatura (OTT *et al.* 1997).

Segundo Totten *et al.* (1997), se tratando de elevadas temperaturas, acima de 500°C, o aço sofre oxidação interna e externa e com o tempo, a perlita sofre uma decomposição, reduzindo assim a resistência à fadiga térmica.

Na figura 03 é apresentado um modelo de um sistema de refrigeração de um molde para injeção de alumínio sob pressão, esse sistema foi aplicado a matriz da figura 02.

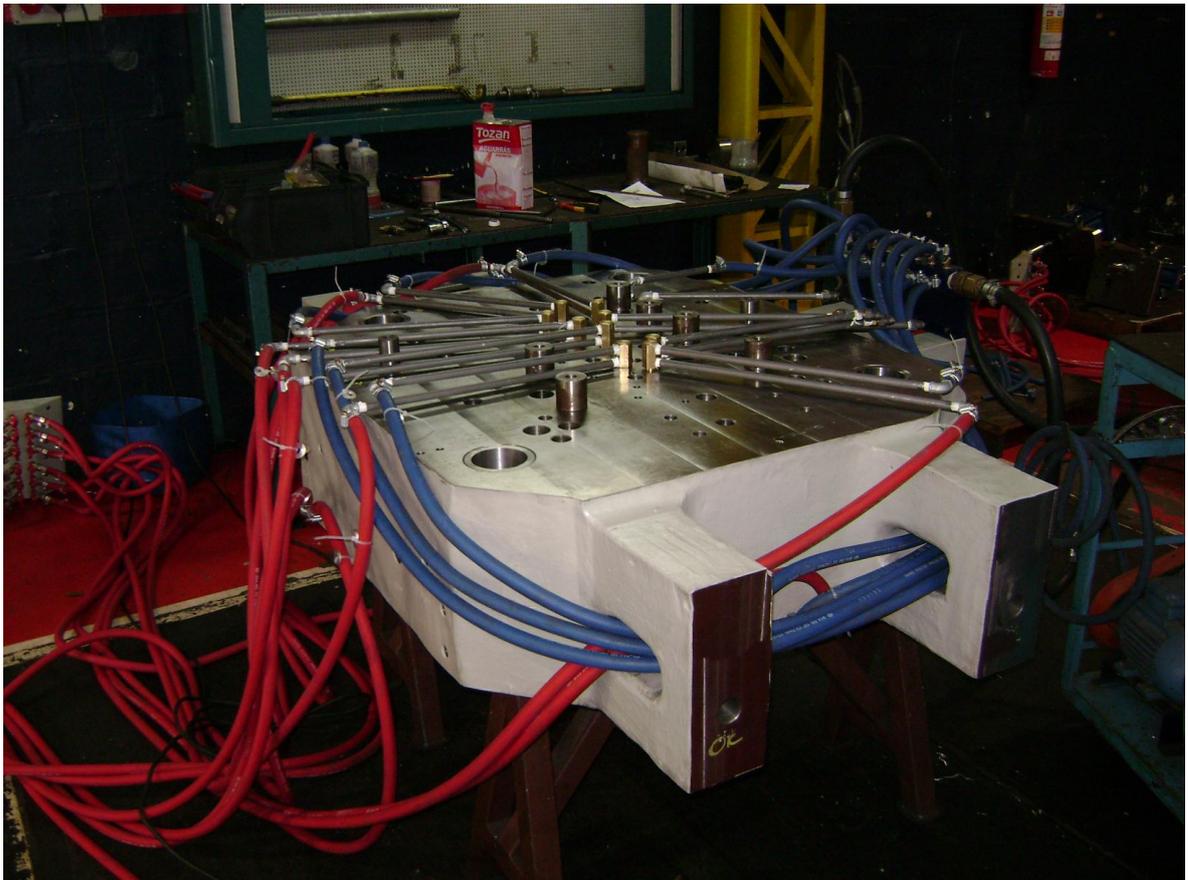


Figura 03 - Sistema de refrigeração de um molde para injeção de alumínio sob pressão

Quanto maior for o gradiente de temperatura na superfície da matriz maior será a perda de dureza. Tendo como consequência o aumento de desgaste e minimizando a sua vida útil desejada, que normalmente são ampliadas através de tratamentos térmicos.

Ainda Summerville *et al.* (1995), verificou que gradientes de temperatura de forma excessiva em superfície para aços para trabalho a quente, podem causar deformações localizadas na superfície da direção do fluxo do material forjado.

Gradientes de temperaturas em matrizes para injeção sob pressão devem ser controlados pelo mecanismo de refrigeração. Porém no desenvolvimento do projeto

é de extrema importância se desenvolver circuitos térmicos, visando diminuir gradientes de temperatura, pois as diferenças geram as tensões térmicas localizadas.

2.3 PROPRIEDADES MECÂNICAS

2.3.1 Ensaio de Tração

Segundo Schaeffer (1999), um ensaio de tração é quando se aplica um carregamento teste uniaxial e sem atrito. Pode ser executado em máquinas de ensaios com objetivo de alongar um corpo de prova até a sua ruptura, sendo que estas máquinas são equipadas com sensores para registrar a força e o alongamento do corpo de prova.

Dieter (1996) defende claramente a importância de um ensaio de tração em corpos de prova para a engenharia de uma forma geral. Com um simples ensaio é possível obter características e o comportamento de um determinado material.

Defini-se que um material tem comportamento elástico durante um ensaio de tração quando não ultrapassa ao limite de escoamento. Obviamente quando esse limite de escoamento é ultrapassado, pode-se dizer que o material estará deformado plasticamente de forma irreversível, mesmo se a carga for reduzida a zero.

A tensão no ensaio de tração de forma progressiva ao corpo de prova produz de forma acelerada a deformação plástica, com o aumento da tensão imposta ao corpo de prova.

Devido ao encruamento do material, o volume do corpo de prova no ensaio de tração permanece constante durante a deformação plástica. Conforme se alonga, a área da seção reta transversal decresce uniformemente ao longo do comprimento útil do corpo de prova. O encruamento inicialmente compensa o decréscimo da área da seção reta transversal do corpo de prova. A tensão de engenharia continua a aumentar com o aumento da deformação, esse comportamento é visto na figura 04 (DIETER, 1996)

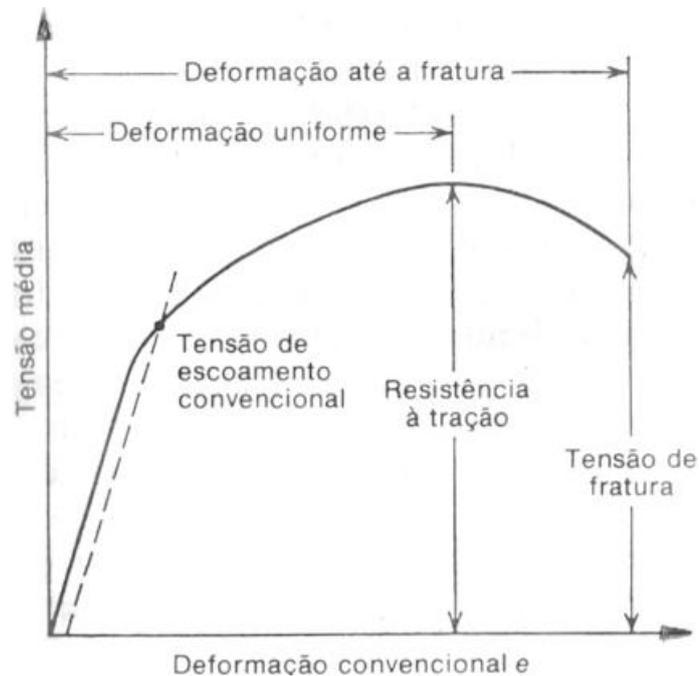


Figura 04 - Curva tensão x deformação de engenharia
Fonte: Dieter, 1996

2.3.2 Coeficiente de Encruamento

Keeler (1968) defende que uma metodologia para se observar o valor de encruamento de um material, seria compilar a curva tensão x deformação obtida do teste uniaxial de tensão. As curvas tensão x deformação especialmente os aços, podem ser representadas matematicamente.

Na figura 05 e na figura 06 é demonstrada as variáveis da equação de Holloman, n é definido como coeficiente de encruamento, sendo o mesmo representa o aumento de tensão para cada incremento de deformação.

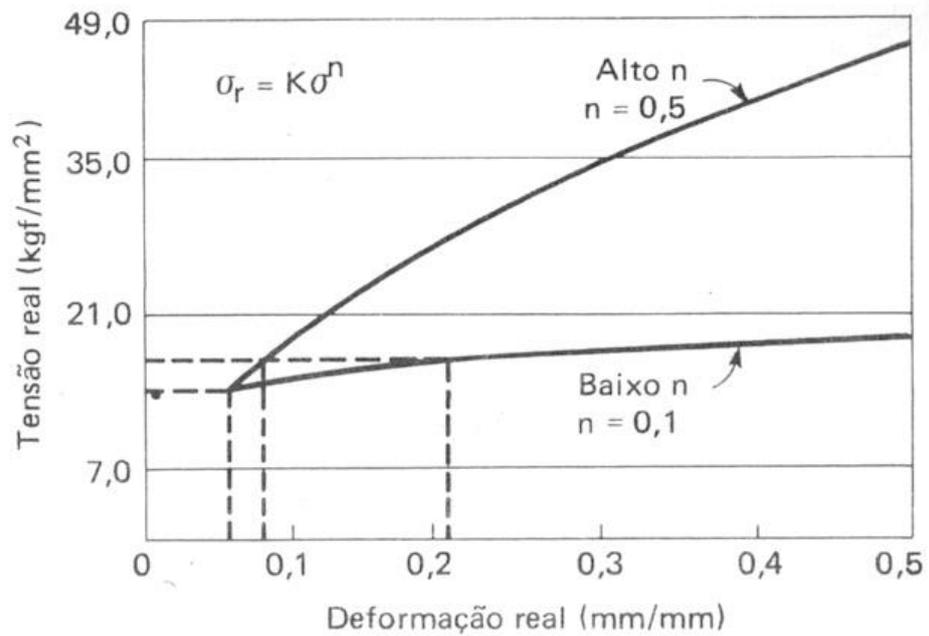


Figura 05 - Curva tensão x deformação verdadeira
Fonte: Keeler, 1968

Ainda Keeler (1968), explica que para determinar o valor de n , deve-se utilizar a equação da lei de conservação de energia como:

$$\log \sigma = \log k + n \log \varepsilon \quad (2.3.4.1)$$

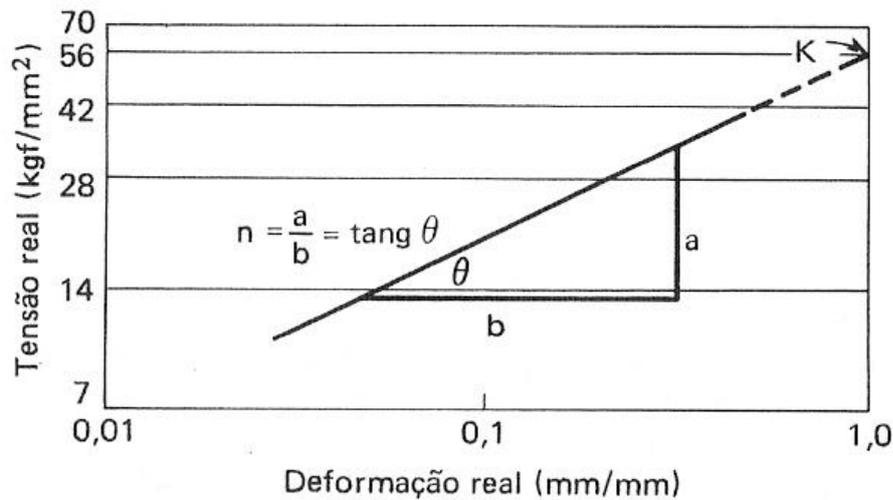
Onde:

σ é a tensão obtida no ensaio de tração

k é a tensão obtida pela intersecção da reta na deformação igual a 1

n é o coeficiente de encruamento

ε é a deformação obtida no ensaio de tração



**Figura 06 - Cálculo do valor de n.
Fonte: Keeler, 1968.**

2.3.3 A Influência da Diferença de Temperaturas, Aquecimento e Resfriamento

Conforme Klobcar *et al.* (2008), para aumentar o número de ciclos de vida de uma matriz para injeção sob pressão as diferenças de temperaturas durante o processo de injeção devem ser mantidas a mais baixa possível. Deve-se ainda evitar maiores choques térmicos, superaquecimento concentrados, pois sem esses cuidados será possível se ter falhas catastróficas na ferramenta.

Sabe-se que o temporal aquecimento ou até mesmo o resfriamento, aumenta a taxa de variação da temperatura ($\Delta T/t$). Esse diferencial de temperatura matematicamente já estará aumentando assim o estado de tensão. Tensão que pode ser de amplitude elástica, plástica ou até mesmo a fratura dependendo da sua intensidade. Porém quando essa tensão for originada de uma diferença cíclica de temperatura pode-se ter uma condição mais crítica de fadiga térmica.

As tensões resultantes derivadas de grandes gradientes térmicos são diretamente proporcionais a quantidade de deformação plástica na superfície da matriz do molde. O ciclo térmico do processo de injeção de alumínio, podem-se gerar deformações que podem ser as causadoras direta das trincas de origem térmicas.

Por outro lado, elevados gradientes de temperaturas, não levam apenas à tensões térmicas. Dependendo do tempo em que o aço for mantido em sua temperatura de pico, o mesmo poderá sofrer também transformações metalúrgicas.

Essas transformações podem ser desde o aumento do tamanho de grão, precipitação de carbonetos secundários e ainda a camada superficial da cavidade da matriz pode perder dureza por efeito de revenido.

Importante destacar que se o material sofrer perda de dureza por efeito de revenido, a deformação plástica irá aumentar na mesma proporção. Portanto uma análise numérica computacional via elementos finitos com alta confiabilidade deverá considerar o efeito de revenido e utilizar as reais propriedades do material ao longo dos ciclos térmicos.

Pode-se concluir que o gradiente de temperatura pode influenciar e intensificar a fadiga térmica do material de diferentes formas. Como causando expansão volumétrica, causando tensão compressiva ou expansiva, reduzindo a resistência do material e ainda causando transformações metalúrgicas nas microestruturas.

Resumindo, a temperatura máxima ou de pico durante o processo de injeção sob pressão de alumínio, poderá gerar dois efeitos. O primeiro seria o físico, onde as temperaturas de trabalho mais elevadas sempre causam aumento do ΔT com gerando aumento do nível de tensão. A segunda o metalúrgico, onde o aumento da temperatura diminui a tensão de escoamento, resistência à fluência e pode ainda acarretar perda de dureza por revenido na microestrutura do aço.

Ribeiro (1998), nas figuras 07 e 08 mostram o efeito da temperatura de pico no aumento das trincas térmicas e a influência da temperatura máxima e mínima no número de ciclos.

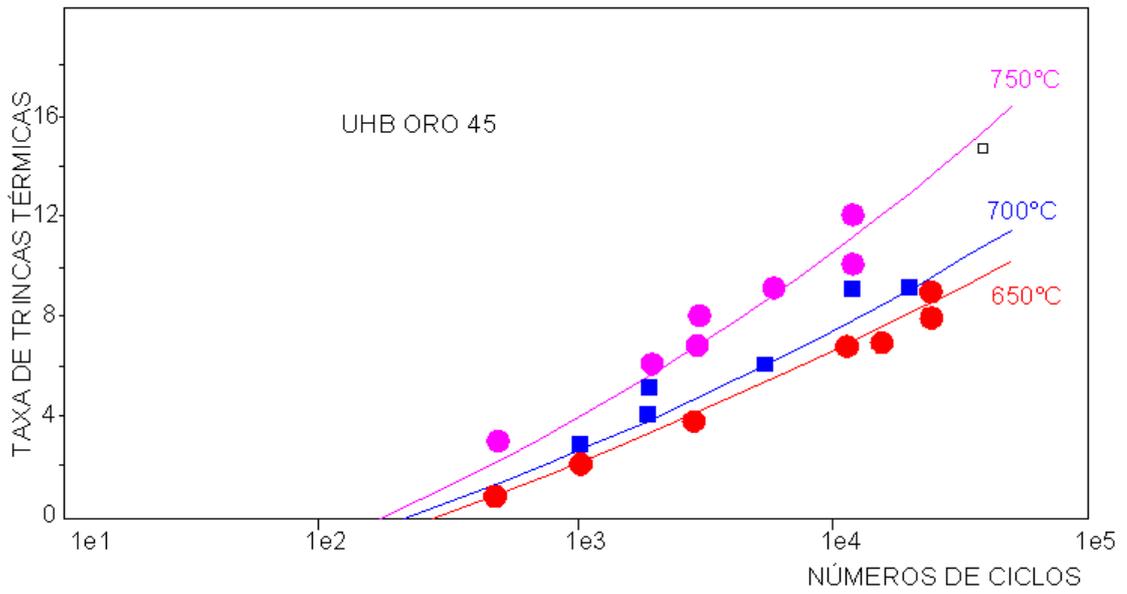


Figura 07 - Efeito da temperatura de pico no aumento das trincas térmicas
 Fonte: Adaptado de Ribeiro (1998)

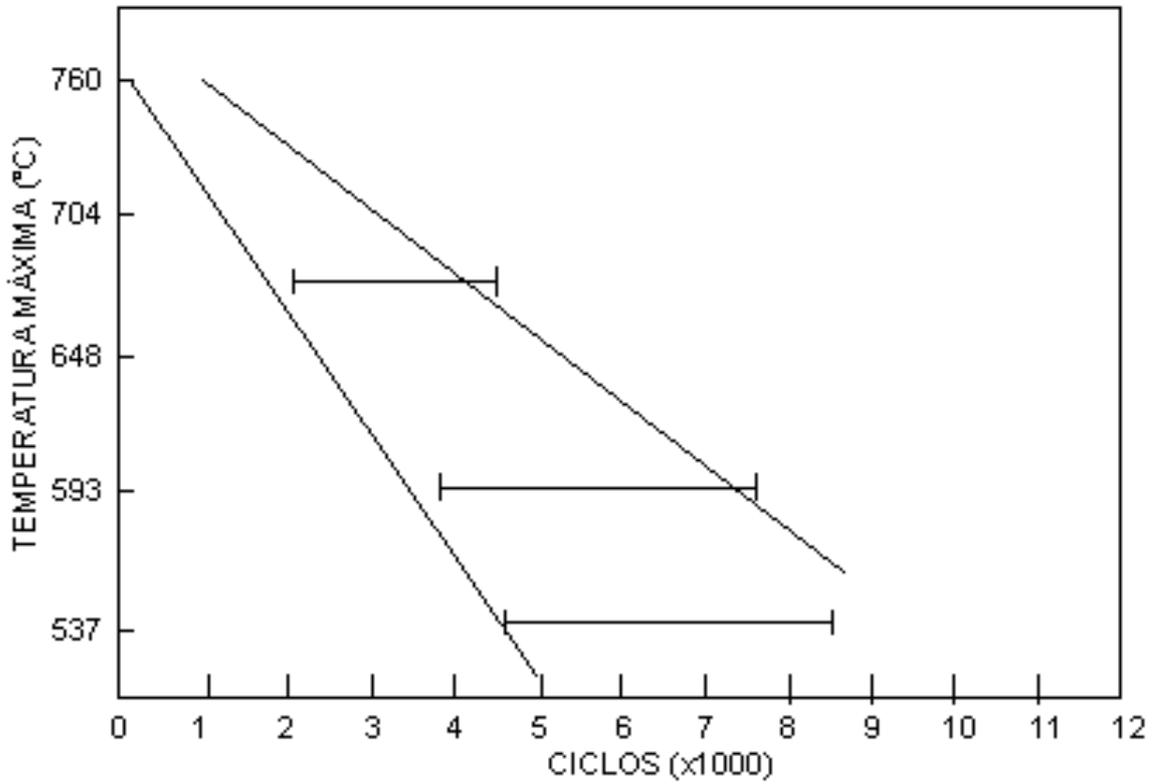


Figura 08 - Influência da temperatura máxima e mínima no número de ciclos.
 Fonte: Adaptado de Ribeiro (1998)

Ainda Klobcar *et al.* (2008), lembra que a superfície de uma matriz de injeção sob pressão de alumínio é constantemente aquecido e arrefecido durante o ciclo de injeção. De fato é gerado gradientes térmicos, conseqüentemente as tensões térmicas, que ciclicamente muda a sua magnitude e direção, produzindo a fadiga térmica de aço da ferramenta. As trincas resultantes se propagam com um maior número de ciclos e podem produzir rebarbas e marcas de má qualidade na superfície do produto fundido.

2.4 AÇOS

2.4.1 Aços para Trabalho a Quente

Segundo Fonseca *et al.* (2010), os aços para trabalho a quente são conhecidos como nobres. Pelo fato de oferecerem elevada dureza, resistência à abrasão e pouca variação das propriedades mecânicas em gradientes de temperaturas. Esses aços são fabricados pelo processo de forjamento, fundição de precisão ou pela metalurgia do pó.

A classificação dos aços ferramenta é dada conforme suas características metalúrgicas principais ou de acordo com sua aplicabilidade. A classificação mais usual dos aços ferramenta é a AISI (*American Iron and Steel Institute*), a qual tem se mostrado útil para a seleção de aços ferramenta.

Os aços do grupo H são especificados pela norma DIN 12344. Possuem teores de carbono que variam de 0,35 a 0,45% que são combinados com teores de cromo, tungstênio, molibdênio e vanádio entre 6 e 25%.

Segundo Persson *et al.* (2005), a escolha tradicional do aço para fabricação de matrizes para injeção de alumínio sob pressão, são os aços ferramenta para trabalho a quente, como os aços AISI H11, H13, H20, H21 e H22.

O grupo é dividido em aços ao cromo, ao tungstênio e ao molibdênio, propriedades que formam o grupo especial de aços de alta liga. Desenvolvidos para a fabricação de matrizes para resistirem altas temperaturas, normalmente acima de 500 °C. Dentro dessas características pode-se destacar o aço mais utilizado dessa família, o AISI H13, normalmente utilizado numa faixa ampla de dureza, em torno de

44 a 48 HRC, devendo ser especificada para as condições de aplicação da ferramenta (VILLARES, 2007).

Ainda a Villares (2007), indica o AISI H13 para processos onde há necessidade de maior resistência para ao trabalho a quente. O AISI H13 por ser um material isotrópico apresenta excelente tenacidade e ductilidade em todas as direções, além de oferecer alto grau de estabilidade durante a têmpera e oferece ótima qualidade de acabamento através de polimento.

O AISI H13 é o aço mais utilizado pelas fundições de injeção de alumínio sob pressão, pois apresenta excelente resistência à fadiga térmica. É importante destacar que as propriedades finais do aço não dependem somente da dureza após o tratamento térmico aplicado, mas também dependerá da qualidade do material no estado de fornecimento. A NADCA “*North American Die Cast Association*” prevê a qualidade tanto no que se refere ao material fornecido, quanto ao tratamento térmico.

Ainda Young (1979), Wu *et al.* (2005), cita que o aço AISI H13 é o mais utilizado, em torno de 90% das matrizes, os motivos normalmente para sua escolha são o seu bom desempenho em condições de serviço. A sua estrutura uniforme, estabilidade dimensional no tratamento térmico e a boa resistência a trincas térmicas justificam a sua aplicação no processo de injeção sob pressão.

Porém os aços empregados na fabricação de matrizes requerem tratamento térmico, como têmpera, recozimento, cementação e nitretação (HARADA, 2004) e (YAN *et al.* 2005).

Segundo Totten *et al.* (1997), Thelming (1984) e Youn *et al.* (2006), para temperaturas de processo inferiores à 550°C, a nitretação é o tratamento indicado. Pois produz menor distorção dimensional na matriz, além de oferecer melhor resistência a erosão e menor possibilidade de gerar trincas térmicas no aço.

Abaixo segue a composição química do aço ferramenta para trabalho a quente AISI H13 (LUCCHINI, 2005).

C - 0,32 a 0,45 % Cr – 4,75 a 5,50 % Si – 0,8 a 1,2 %

Mo – 1,10 a 1,75 % Mn – 0,20 a 0,50 % V – 0,8 a 1,2 %

A norma AISI detalha as seguintes características químicas para o aço H13 (LATROBE SPECIALTY, 2007).

- C - O teor de carbono garante uma dureza em torno de 44-48 HRC, com o objetivo de combinar desgaste com tenacidade.
- Cr - O cromo aumenta a capacidade de temperabilidade do aço e resistência à oxidação.
- Si – O silício ajuda a elevar o limite de escoamento do material, melhorando a capacidade de resistência mecânica do aço.
- Mo - O molibidênio melhora consideravelmente a retenção de dureza do aço em temperaturas elevadas e evita a fragilização quando o aço fica exposto à temperaturas elevadas por um longo período de tempo.
- Mn - O manganês atua como desoxidante durante o processo de elaboração do aço no forno elétrico, diminuindo o potencial do oxigênio e efetuando a retirada de uma escória própria de alta basicidade.
- V - O vanádio ajuda no refino do grão austenítico, com isso aumenta a tenacidade do aço.

O grupo de aços-ferramentas para trabalho a quente, conhecida popularmente como a família AISI H, é amplamente utilizada na fabricação de matrizes para moldes de injeção de alumínio sob pressão. Além de extrusão de ligas não ferrosas, esses aços são altamente recomendados para processos que envolvem elevadas temperaturas.

O fato de estar constantemente sujeitos em processos que resultam em elevados gradientes de temperatura, carregamentos como a pressão de injeção deve ser considerado, pois atua como um componente mecânico. Essa combinação térmica e mecânica resulta em um complicado arranjo de forças.

As ferramentas para trabalho a quente são solicitadas constantemente no processo de injeção, pois existe a pressão, desgaste e impacto, que estão associados ainda à alta temperatura.

É primordial que a matriz tenha uma boa resistência mecânica à altas temperaturas e ainda resistência mecânica à perda de dureza. Ou seja, resistência ao revenimento.

Wang (2000) mostrou nas figuras 09, 10, 11 e 12, a influência da temperatura nas propriedades mecânicas do AISI H13.

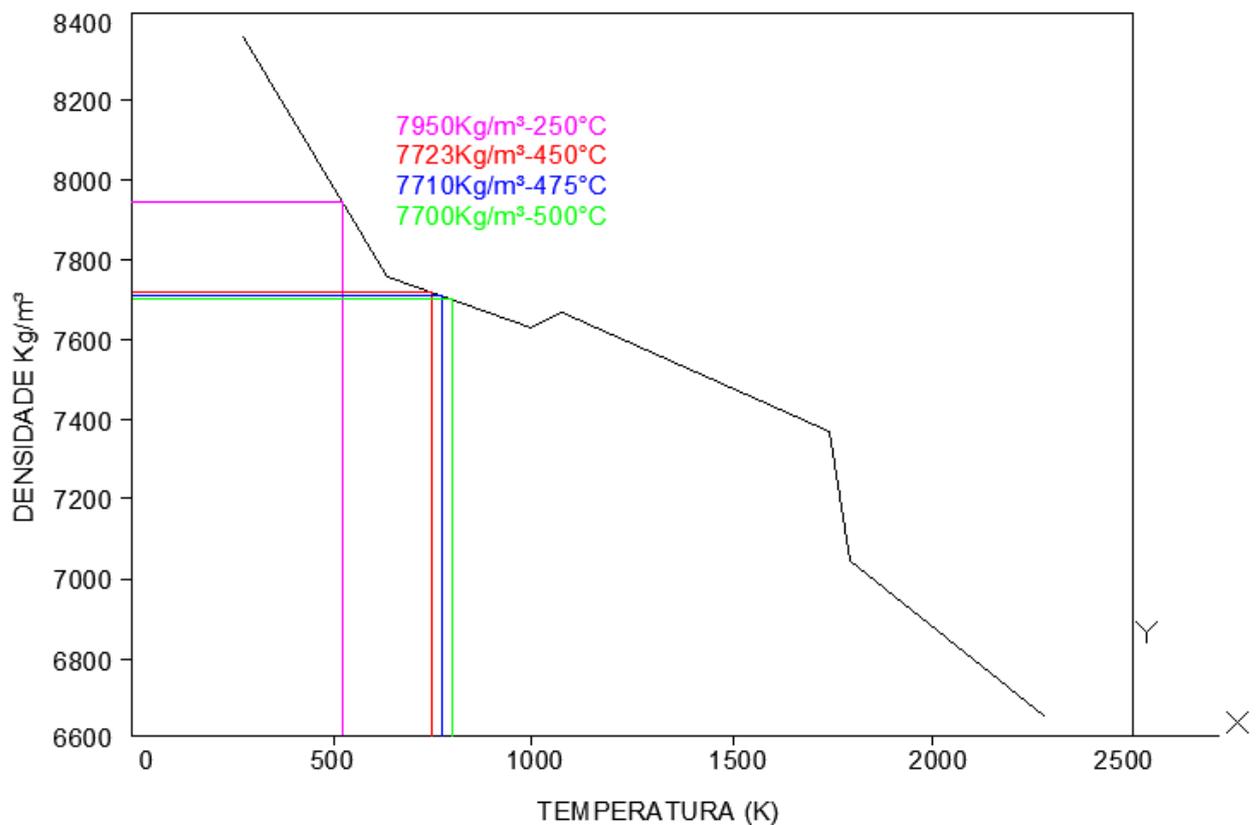


Figura 09 - Variação da densidade em função da temperatura para o aço AISI H13
Fonte: Adaptado Wang (2000)

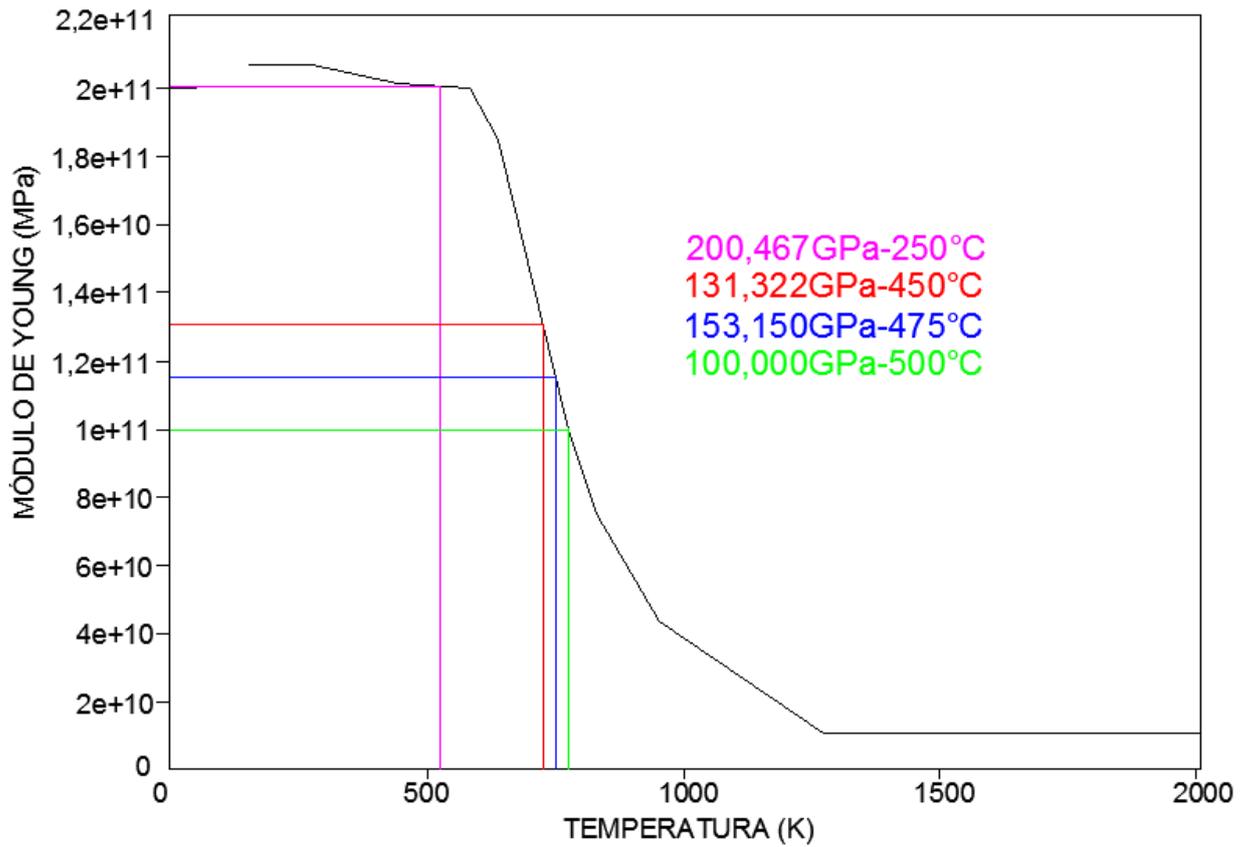


Figura 10 - Módulo de elasticidade em função da temperatura para o aço AISI H13
Fonte: Adaptado Wang (2000)

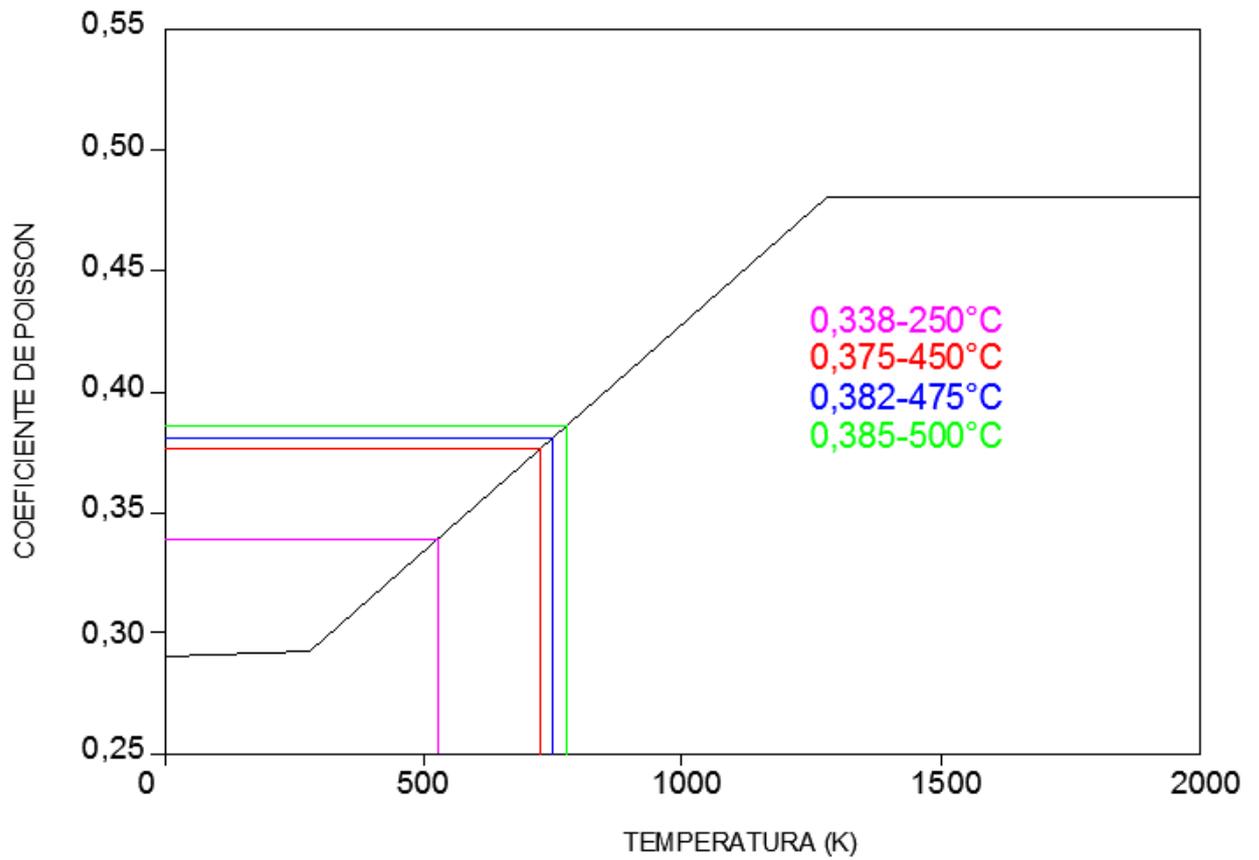


Figura 11 - Coeficiente de Poisson em função da temperatura para o aço AISI H13
Fonte: Adaptado Wang (2000)

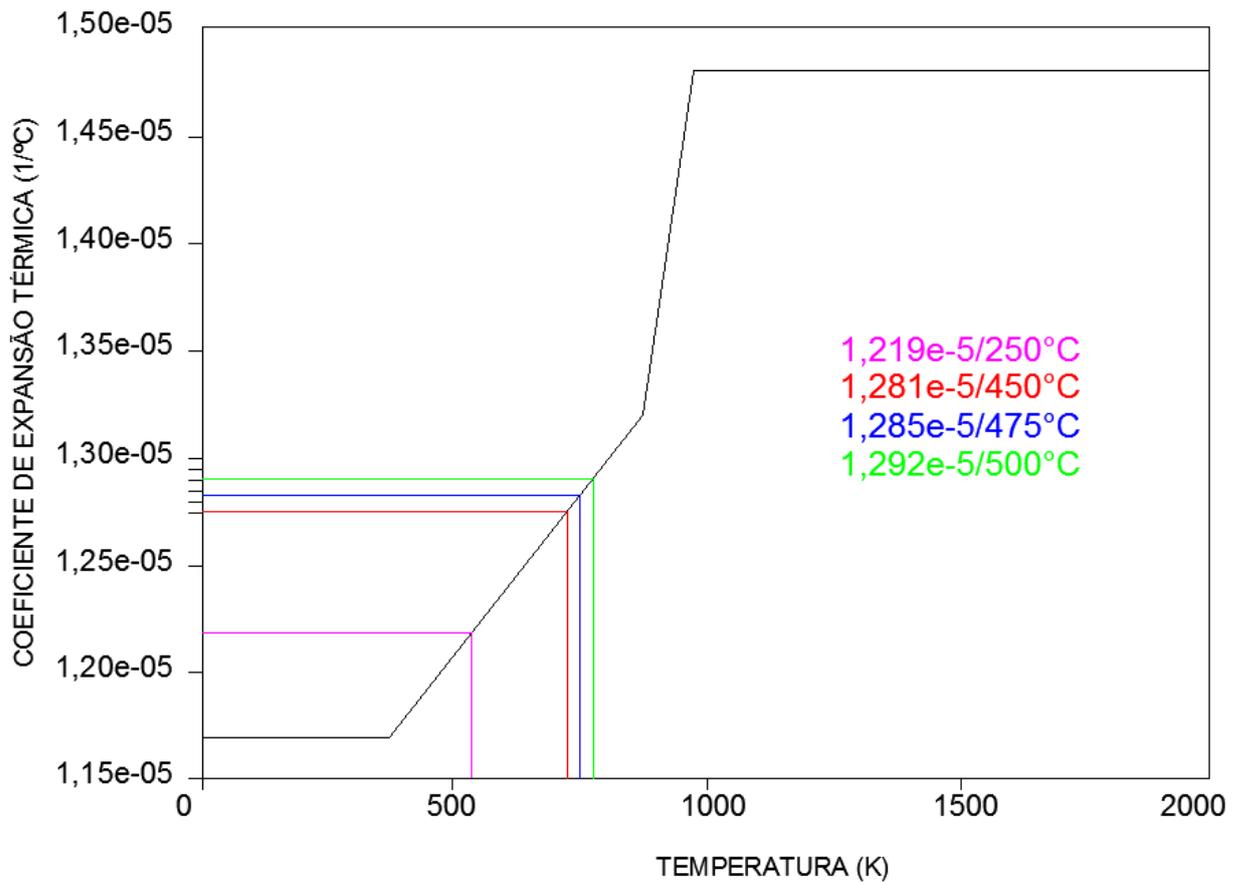


Figura 12 - Coeficiente de expansão térmica em função da temperatura para o aço AISI H13

Fonte: Adaptado Wang (2000)

Tabela 01 - Condutividade térmica em função da temperatura para o aço AISI H13

Condutividade Térmica (W/(m.K))	Recozido	Temperado e Revenido
20 °C	27,2	25,5
350 °C	30,5	27,6
700 °C	33,4	30,3

Fonte: Schmolz-Bickenbach (2010)

Schmolz-Bickenbach (2010) apresenta através da tabela 01 e figura 13, a influência da temperatura na resistência do AISI H13. No caso da figura 13 fica evidente a perda do limite de resistência com o aumento da temperatura.

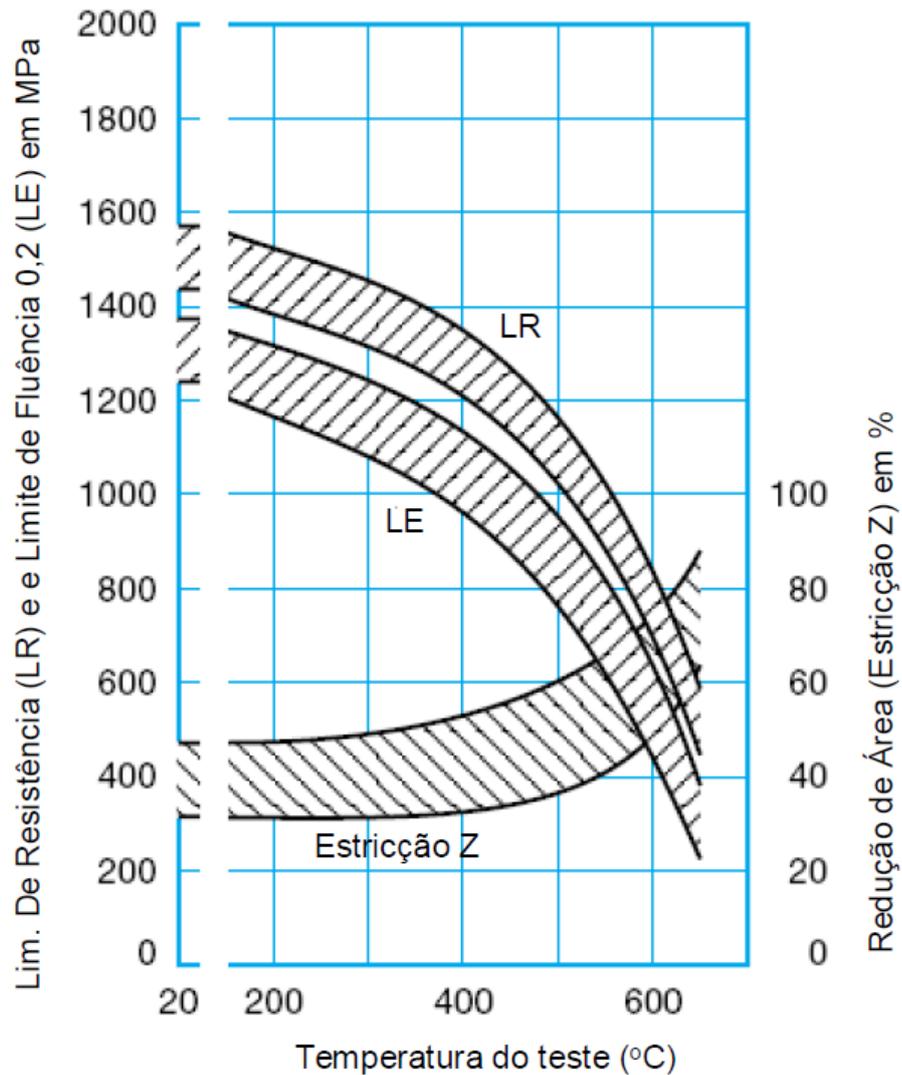


Figura 13 - Limite de resistência e limite de fluência em função da temperatura para o aço AISI H13
Fonte: Schmolz-Bickenbach (2010)

2.4.2 Material Isotrópico

Segundo Beer *et al.* (1995), é classificado como um material isotrópico, quando suas propriedades não variam com a direção. Os materiais isotrópicos, portanto possuem módulo elástico, coeficiente de Poisson, coeficiente de expansão e condutividade térmica iguais em todas as direções.

As propriedades variam com a direção, principalmente devido às variações microestruturais ligadas à microsegregação, podendo prejudicar as propriedades mecânicas da ferramenta, principalmente a tenacidade na direção transversal do material.

Podem-se realizar tratamentos de homogeneização em altas temperaturas para reduzir os efeitos da microsegregação e, por conseqüência, aumento da isotropia.

A uniformidade das propriedades do aço em todas as direções, ou seja, a isotropia é fundamental para matrizes de moldes de injeção de alumínio sob pressão.

A grande complexidade das formas geométricas e tolerâncias de produtos que são impostas no desenvolvimento do projeto, exige que o material da matriz tenha um comportamento uniforme, seja na usinagem ou no tratamento térmico.

Conforme Villares Metals (2007), para definir propriedades elásticas isotrópicas deve-se definir o módulo de elasticidade, sendo que para o aço AISI H13 a temperatura ambiente é recomendado o valor de 210GPa para módulo de elasticidade e 0,30 para o coeficiente de Poisson.

2.4.3 Condições para Materiais Isotrópicos Lineares

Os modelos de materiais elásticos lineares exigem várias condições. A resposta do modelo é diretamente proporcional à carga aplicada. Duplicando a magnitude das cargas, a resposta do modelo simulado será representada através de deslocamentos, esforços e tensões.

A condição é de linearidade, quando a mais alta tensão está na amplitude linear da curva de tensão-deformação. Podendo ser caracterizado por uma linha reta que começa na origem. À medida que a tensão aumenta, os materiais demonstram comportamento não linear, acima de determinados níveis de tensão (COSMOS, 2011).

A deformação máxima é consideravelmente menor do que a dimensão característica do modelo. Por exemplo, o deslocamento máximo de uma placa deve ser consideravelmente menor do que sua espessura. E o deslocamento máximo de uma viga deve ser consideravelmente menor do que a menor dimensão de sua seção transversal, as cargas não causam qualquer deformação permanente. Em outras palavras, presume-se que o modelo seja perfeitamente elástico, um modelo perfeitamente elástico retorna à sua forma original quando as cargas são removidas (COSMOS, 2011).

2.5 TENSÕES E FADIGA

2.5.1 O Critério de Von Mises

O critério de Von Mises, o qual é baseado na tensão de Von Mises ou ainda tensor tensão equivalente é de fato muito utilizado na indústria de uma forma geral, pois o mesmo tem apresentado resultados constantes de alto grau de confiabilidade perante aos pesquisadores científicos.

O critério determina que um material inicie o seu escoamento quando a tensão de Von Mises atingir o seu valor crítico, que é conhecido como limite de escoamento.

A tensão obtida é amplamente utilizada para prever possíveis deformações plásticas de qualquer material sob quaisquer condições de carregamento multiaxiais que é transformado em uma tensão equivalente uniaxial.

A tensão de Von Mises satisfaz a propriedade que dois estados de tensão com distorção equivalente de energia têm a mesma tensão de Von Mises. Ainda o critério determina que para os materiais dúcteis, as tensões multiaxiais podem ser

combinadas em uma amplitude de tensão equivalente uniaxial, através de tensões calculadas de suas respectivas cargas.

2.5.2 Fadiga

Segundo Meyers *et al.* (1999) a fadiga é definida como um processo de degradação das propriedades mecânicas em direção a fratura do material ou componente submetido a um carregamento alternado e cíclico.

De uma forma geral, fadiga é um grande problema que afeta todos os segmentos da indústria, desde automóveis, aeronaves, motocicletas, navios no alto mar constantemente castigado pelas ondas, máquinas e equipamentos o que evidencia a grande importância das propriedades dos materiais sob fadiga.

Estima-se que aproximadamente 90% das falhas e fraturas de componentes mecânicos que não tem comportamento estático, de uma forma ou outra, possam ser atribuídas à fadiga. Frequentemente, as superfícies que sofreram trincas geradas através da fadiga podem ser identificadas por apresentar traços macroscópicos (HERTZBERG, 1996).

Segundo Meyers *et al.* (1999) através da figura 14 exemplifica uma superfície de trinca por fadiga de um eixo convencional fabricado em aço. Os principais sinais deste tipo de fratura são o local do início da trinca de fadiga, geralmente na superfície, a região de propagação da trinca de fadiga mostrando marcas de praia, e a região de fratura-rápida onde a trinca finalmente atinge sua extensão crítica.

Geralmente a falha sob carregamento alternado ocorre em tensões muito abaixo do limite de resistência do material sob carregamento monotônico, ou seja, no campo elástico.

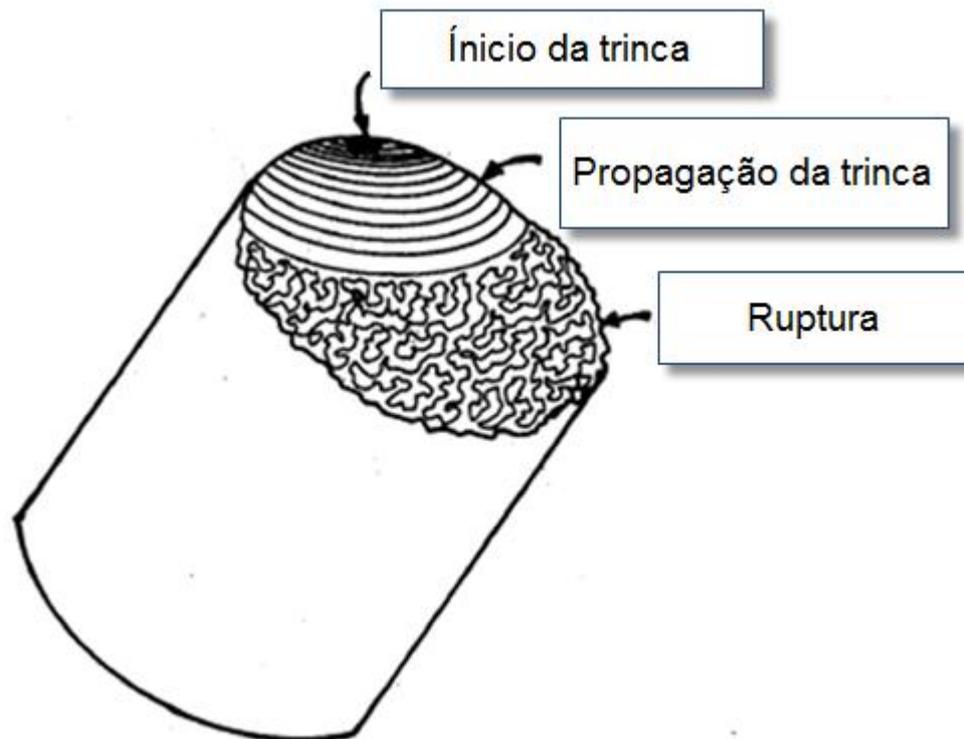


Figura 14 - Representação da superfície de fratura de um eixo sob fadiga
Fonte: Meyers et al. (1999)

Dieter *et al.* (1998), Mitchell (2001), Palma *et al.* (1999) citaram que a falha por fadiga em metais de uma forma geral pode ser definida pela formação de bandas de escorregamento do grão do material de forma persistente.

A fadiga é causada pelas movimentações de discordâncias no reticulado cristalino em pequenas distâncias, levando à formação de intrusões, extrusões e protusões na superfície do material, ou em locais para nucleação de trincas, por acumularem grande deformação plástica.

Estas trincas propagam-se em cada ciclo de tensão até a instabilidade determinada pela mecânica da fratura. Na determinação do limite de resistência à fadiga do material devem ser considerados os fatores microscópicos e macroscópicos.

As falhas causadas pela fadiga são produzidas pelos carregamentos cíclicos de ordem plásticos que provocam a nucleação de trincas microscópicas. As trincas podem crescer enquanto houver energia no sistema para a sua propagação, até a ruptura total, após certo número de ciclos.

A fadiga pode ser estudada a partir de diversas técnicas como a mecânica da fratura, confiabilidade estrutural, extensometria, fotoelasticidade e métodos numéricos de análise estrutural.

Suresh (1998) define a resistência à fadiga como a capacidade do material resistir às condições de carregamento alternados, independente da sua natureza, sejam forças, pressões ou variação de temperatura.

De fato sabe-se que as propriedades dos materiais sob o comportamento de fadiga no campo elástico são representadas tradicionalmente pela curva S-N. Onde S é a amplitude de tensões num ciclo e N é o número de ciclos até o início da trinca.

Para os aços pode-se observar de forma geral, que há um limite de fadiga que determina a vida de um componente. Porém para aplicações onde a amplitude de tensão é muito baixa, provavelmente o material não terá falha e poderá ter uma vida infinita.

Ainda Suresh (1998), verificou que o valor de S é 35% a 50% do limite de resistência para a maioria dos aços. Mesmo com muitas pesquisas executadas verificou-se que muitos aços de alta resistência, ligas de alumínio e outros materiais não apresentam um limite de fadiga definido.

2.5.3 Fadiga Térmica

Em função da grande demanda industrial e das inúmeras vantagens que o alumínio oferece a necessidade do aumento da utilização do processo de injeção sob pressão tem aumentado de forma preocupante. A proporção elevada de falhas em matrizes e ferramentas que operam em grandes variações de temperaturas, tem aumentado de forma significativa as falhas devido à fadiga térmica.

Segundo Klobcar *et al.* (2007), o número de ciclos de uma matriz de injeção sob pressão de alumínio são afetadas principalmente pela fadiga térmica. A fadiga térmica é oriunda dos choques térmicos do alumínio injetado com a superfície da matriz e também pela erosão devido a fluidez em contato com a superfície do aço da matriz de injeção sob pressão.

De acordo com Zuchowski (2000) e Araujo jr (2005), as alterações cíclicas e constantes de temperatura resultam numa variação de energia interna. A variação

de energia produz alterações dimensionais no aço, alterações nas propriedades físicas do material, além de acelerar o surgimento de trincas. Esse fenômeno é conhecido como fadiga térmica.

Em Los Alamos no ano de 1960, foi relatado o primeiro caso de dano por fadiga térmica nas indústrias nucleares conforme (FISSOLO *et al.*, 2002).

Segundo Knotek *et al.* (1993), Shivpuri *et al.* (1995) e Wang (1997), a fadiga térmica é o principal mecanismo de falha para moldes de injeção de alumínio. O fenômeno ocorre devido ao fato do molde estar sempre a uma temperatura significativamente inferior à da liga de Al que está sendo injetada. Conseqüentemente, a superfície de trabalho da ferramenta é submetida a uma dilatação seguida de uma contração a cada ciclo de injeção.

O gradiente de temperatura gera um trabalho mecânico induzindo a nucleação e propagação de trincas térmicas. Essas são trincas perpendiculares à superfície, para um controle mais efetivo das trincas térmicas é necessária uma escolha adequada do aço e principalmente do tratamento térmico.

As matrizes para injeção de alumínio entre outros equipamentos que operam à temperaturas elevadas produzem tensões térmicas. Porém estudos realizados indicaram que as falhas acontecem devido às contrações e expansões que surgem no aço durante o processo de injeção e parada para extração do produto.

De acordo com Muhic *et. al* (2010), a falha mecânica derivada da fadiga térmica ocorre basicamente pelo fato da constante variação de temperatura superficial na matriz. Que são geradas pelo processo de injeção sob pressão, podendo resultar no aparecimento de trincas microscópicas, podendo até impossibilitar o uso da matriz em certos casos.

Este mecanismo de falha é encontrado, mais freqüentemente, em matrizes para fundição de alumínio sob pressão, podendo também ocorrer em outras situações de conformação a quente.

Segundo Roberts *et. al* (1980) e Mesquita *et. al* (2007) nos casos de fadiga térmica, é fundamental que se utilize aços com maior tenacidade, como o AISI H13, com o objetivo de inibir e minimizar a probabilidade de propagação de trincas e reduzir os danos causados.

Ainda Li *et. al* (1998), estudou a fadiga térmica do aço AISI H13, utilizando equipamentos de simulação térmica, sua pesquisa partiu da condição inicial do aço AISI H13 estava austenitizado a 1050 °C. Observou ainda que o limite de fadiga térmica aumentou de 436 °C para 476 °C, quando se alterou a temperatura de revenimento de 560 °C para 600 °C. Verificou ainda que o aço H13 apresenta maior resistência à fadiga térmica que o aço H21.

Segundo Xin-Bin (2006), a fadiga térmica na superfície de uma matriz de injeção em AISI H13 para trabalho a quente é a maior responsável perante a iniciação das fissuras. Estima-se que deve ser em aproximadamente 80% a origem das trincas de origem térmicas.

Starling (1997), Wang (1997) e Yu (1995), avaliaram a influência de diferentes tipos de revestimentos duros sob a fadiga térmica no aço AISI H13. Considerando na pesquisa que o aço AISI H13 encontrava-se com o tratamento de têmpera, revenimento com dureza entre 36 e 38 HRC. Foi ainda aplicado revestimentos de TiN, CrN e revestimentos duplex sob este aço.

Na pesquisa foram executados 500 ciclos de carga térmica com aquecimento indutivo, intercalado por resfriamento em ducha de água de forma controlada entre 750 °C e 50 °C. Constou-se que os diferentes tipos de revestimentos duros podem inibir a fadiga térmica. Os melhores resultados foram obtidos com o CrN e TiN, enquanto que o revestimento duplex não acarretou bons resultados (STARLING, 1997),

Yoshida *et al.* 2004) fez uma série de recomendações para o tratamento térmico do aço AISI H13, para o fenômeno da fadiga térmica. Foi recomendado o uso de revestimentos duros de nitretos e nitretação, porém a nitretação pode afetar significativamente a vida do aço quando submetido à fadiga térmica.

Foi verificado ainda que uma nitretação gasosa convencional tenda formar redes de nitretos através do contorno de grão, que é extremamente prejudicial. Melhores resultados foram obtidos com a nitretação por plasma, que elimina este inconveniente (YOSHIDA *et al.*, 2004).

2.5.4 Trincas Térmicas

Klobcar *et al.* (2007), diz que as trincas resultantes do processo de fadiga térmica é o mecanismo dominante que provoca a falha prematura em matrizes de injeção de alumínio sob pressão. As trincas térmicas é a consequência da combinação da tensão-deformação-temperatura-tempo.

Segundo Callister (1991) o processo de falha por fadiga é caracterizado por três etapas distintas. A primeira chama-se iniciação da trinca, onde uma pequena trinca se forma em algum ponto de alta concentração de tensão. A segunda etapa chama-se, a propagação da trinca, onde a trinca cresce um pouco a cada ciclo de tensão, caracterizado por estrias e marcas de praia como mostra a figura 15. a terceira e última etapa, é a fratura rápida, na qual ocorre um crescimento rápido da trinca após ter atingido o tamanho crítico.

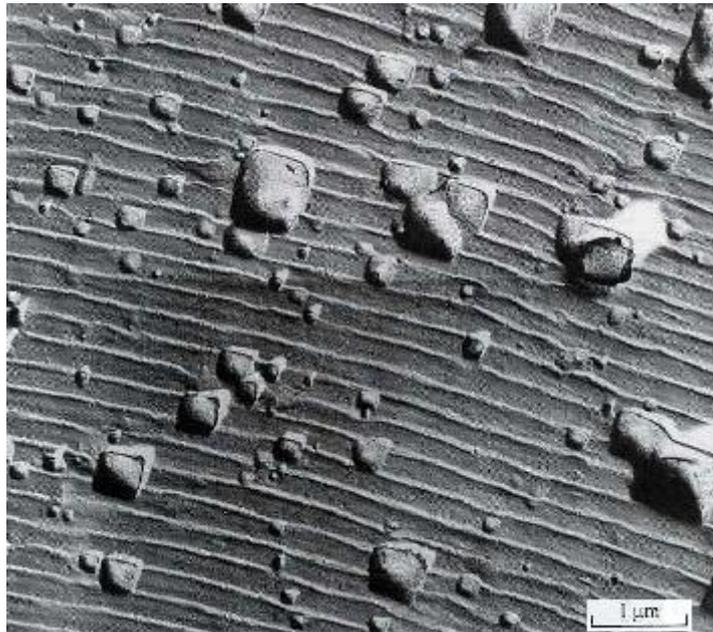


Figura 15 - Marcas de praia numa liga de alumínio 2024-T3
Fonte: Callister (1991)

Na figura 16, é apresentada uma matriz em aço AISI H13, a dimensão dessa matriz é de 300x300x250mm aproximadamente. A trinca é apenas superficial, ou

seja, ainda está no se início, porém já resulta uma marca no produto injetado, comprometendo a qualidade estética exigida.



Figura 16 – Trinca térmica em uma matriz em aço AISI H13

Na figura 17, é apresentada uma segunda matriz, medindo 500x500x350mm aproximadamente, porém também em AISI H13, ambas possuem têmpera e revenimento, a dureza é de 44-46 HRc. A trinca já atingiu a ruptura catastrófica, inutilizando completamente o seu uso no molde de injeção sob pressão de alumínio.

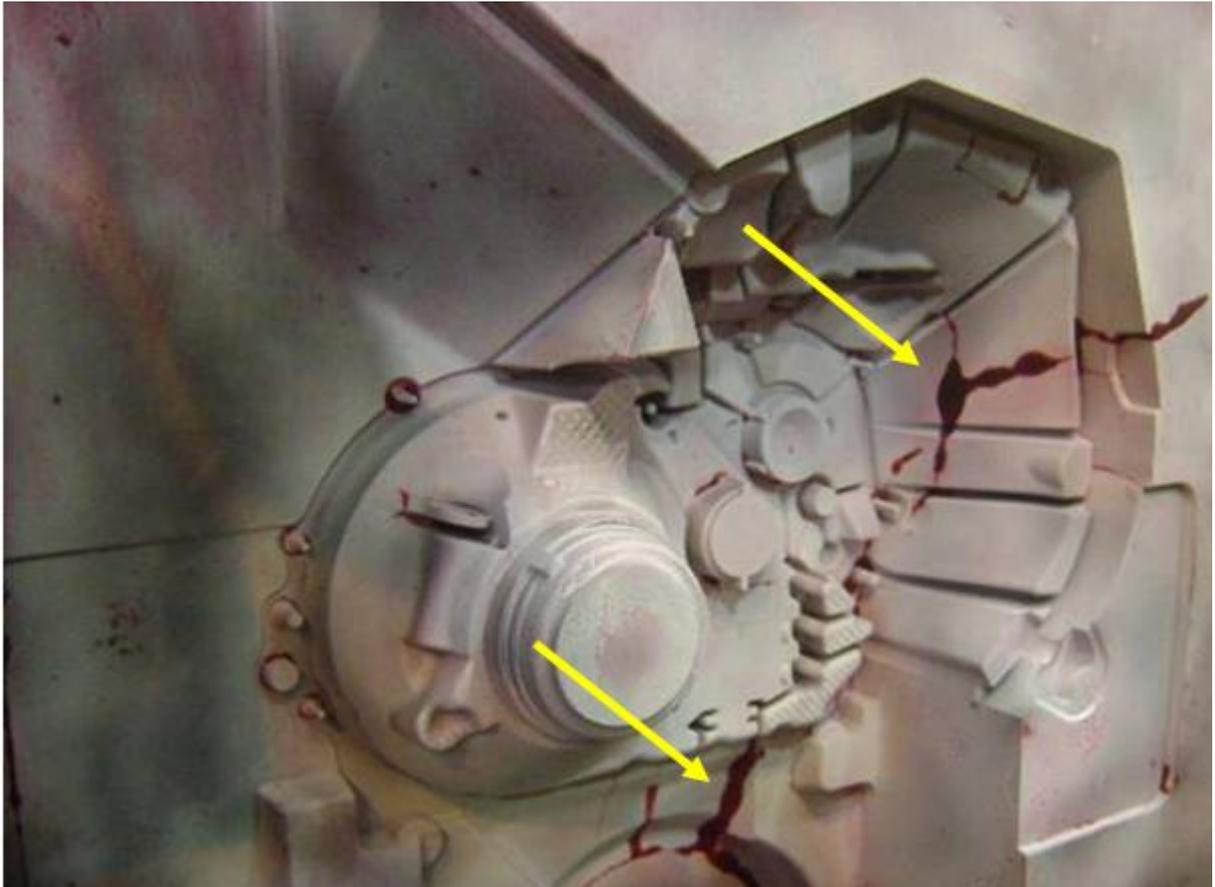


Figura 17 – Trinca térmica em estágio avançado em uma matriz em aço AISI H13

Callister (1991) define que o número de ciclos até a fratura N_f , é a somatória do número de ciclos para a iniciação da trinca N_i mais a propagação da trinca N_p .

$$N_f = N_i + N_p \quad (2.5.4.1)$$

O comportamento do material no instante da fratura-rápida para o total da vida a fadiga pode ser desprezada, pois sabe-se que ocorre instantaneamente na maioria dos casos.

Por outro lado a contribuição de N_i e N_p para o total da vida do componente depende do material aplicado e das condições de contorno no ciclo de vida do produto (CALLISTER, 1991).

Para baixos níveis de tensões, ou seja, fadiga de alto ciclo, uma grande fração da vida a fadiga é utilizada para a iniciação da trinca. Já na fadiga de baixo ciclo a etapa da propagação da trinca é predominante, onde $N_p > N_i$.

Dieter (1988) e Lin *et al.* (2006), verificou que as trincas quando associadas com falha geradas pela fadiga, sempre se iniciam na superfície do componente. As trincas são geradas através de concentrações de tensões, independente se forem tensões de origem térmica ou mecânicas.

Ainda Dieter (1988) destaca para os casos onde a trinca é desenvolvida pelo processo de fadiga no interior do material, esta trinca normalmente está relacionada com a existência de uma interface. Sendo que essa interface pode ser por exemplo entre uma camada cementada e o núcleo do metal de base, tal descontinuidade pode levar a nucleação da trinca no interior do material.

Um carregamento cíclico dependendo da sua intensidade pode provocar pequenos movimentos de discordâncias no reticulado cristalino, podendo assim gerar as bandas de deslizamentos. As bandas de deslizamento permanentes são formadas no material quando as discordâncias são deslocadas e não voltam ao seu ponto de origem. De fato quando as bandas de deslocamento ancoradas umas às outras, pode gerar grandes concentrações de deformação plástica, propiciando a nucleação de trincas.

Contudo Dieter (1988) verificou que quando as bandas de deslizamento são do tipo persistente, as mesmas podem resultar num acúmulo de discordâncias.

Segundo Persson *et al.*(2005) define-se que as trincas geradas pela fadiga térmica são de forma geral um importante mecanismo de falha. As trincas limitam a vida de matrizes para injeção de alumínio sob pressão. Pode-se concluir que as trincas derivadas de gradientes de temperatura iniciam-se sempre na superfície da matriz.

Ainda Starling *et al.*(1997), verificaram que o constante aquecimento e resfriamento de matrizes de moldes de injeção, durante o processo, geram na matriz um gradiente térmico que ocasiona a fadiga térmica.

As grandes variações de temperatura podem gerar tensões de grandes amplitudes, onde se dará o início da trinca. As tensões variam conforme as propriedades do aço da matriz (HU, 2005).

Quando o material é injetado, a temperatura da superfície da matriz é menor em relação ao alumínio injetado. Assim um carregamento de compressão é aplicado,

já no resfriamento da superfície da matriz o carregamento se inverte, em forma de carregamento de tração.

As amplitudes e alternâncias cíclicas desses carregamentos geram e aceleram a propagação de trincas, pode-se gerar imperfeições na superfície da matriz e ainda limitar a sua vida útil.

Segundo Aqida *et al.* (2010), as tensões térmicas resultantes de gradientes de temperatura aceleram o início das trincas. Isso se dá pelo fato da diminuição da resistência do aço conforme o aumento da temperatura.

2.5.5 Tensão Média

Dowling (1999) verificou que em um experimento qualquer, pode ser usados com a finalidade de se levantar dados para o estudo dos efeitos provocados pela tensão média. Pode-se ainda analisar uma quantidade de vários valores de tensão e obter conseqüentemente a sua média, podendo realizar-se ensaios com várias amplitudes de tensão para cada valor de SN escolhido.

Assim os resultados podem ser plotados num gráfico tipo SN, tendo um aspecto semelhante a representação na figura 18.

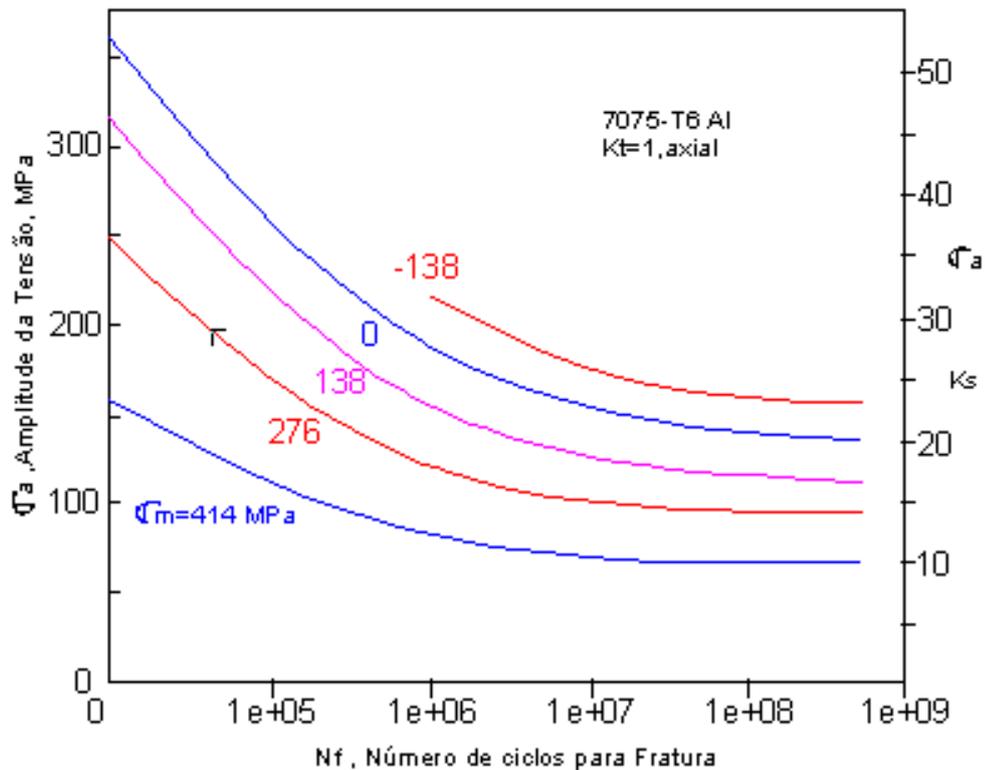


Figura 18 - Curvas S-N de uma liga de alumínio para vários valores de tensão média
Fonte: Adaptado de Dowling (1999)

Ainda Dowling, (1999) observou que o aumento da amplitude da tensão média para uma mesma amplitude de tensões antecipa a falha do material. Assim a trinca é obtida gerando uma quantidade menor de ciclo vida.

A figura 19 representa alguns critérios de curvas de vida constante à fadiga com tensão média diferente de zero.

Tal comportamento ocorre devido ao aumento relativo das tensões que um componente é submetido, facilitando a nucleação e a propagação de trincas de fadiga no seu respectivo material.

O efeito da tensão média também pode ser representado através de diagramas de vida do material. As diferentes combinações de amplitudes de tensões e de tensões média fornecem à vida a fadiga constante, a figura 19 mostra as combinações de vários critérios de fadiga.

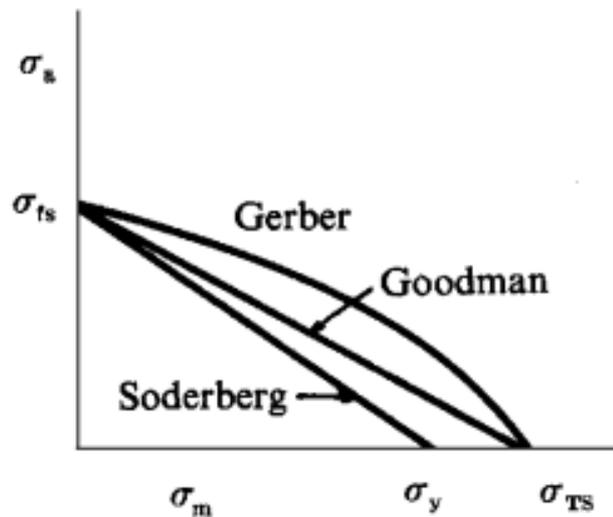


Figura 19 - Curvas de vida constante à fadiga com tensão média diferente de zero
Fonte: Dowling, (1999)

2.5.6 Carregamento Cíclico sob Deformação Constante

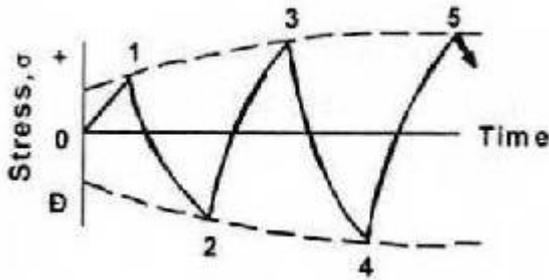
Conforme Meyers *et al.*, (1999) para um ensaio de fadiga onde se mantém a amplitude de deformação de forma não variável, além de ser mais fácil de se controlar, retrata de forma mais fiel as condições práticas pela maior parte dos componentes mecânicos sujeitos ao fenômeno de fadiga.

Ainda Mitchell (2001) verificou que os materiais que sofrem deformação plástica em um determinado tipo de carregamento podem apresentar endurecimento ou amolecimento durante o seu ensaio.

Na figura 20 o endurecimento cíclico tende a provocar um aumento significativo de resistência à deformação do material ao decorrer do ensaio. Portanto para manter a amplitude de deformação constante é necessário gerar acréscimos gradativos no valor da tensão aplicada no componente.

Por outro lado o amolecimento cíclico deve diminuir a resistência à deformação do material, sendo necessário aplicar níveis de tensões cada vez menores para se obter amplitudes de deformação constantes.

Endurecimento cíclico



Amolecimento cíclico

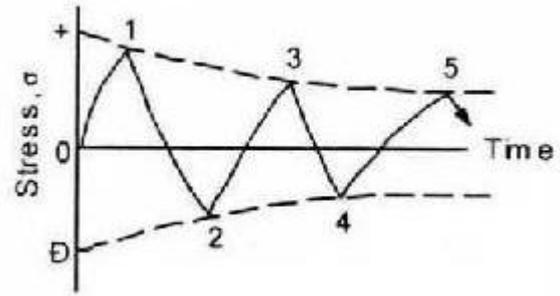


Figura 20 - Comportamento cíclico de um material sob controle de deformação
 Fonte: Mitchell, (2001)

2.5.7 Carregamento Alternado e Limite de Fadiga

Segundo Dowling (1999), em muitos casos da mecânica, pode haver um grande número de ciclos com tensões relativamente baixas, porém combinado com ocasionais picos de tensão. Essa grande quantidade de ciclos de baixa amplitude é inerente as vibrações e tensões.

Contudo ciclos mais severos na vida real de um componente geralmente são provocados por condições não previstas no seu projeto. Como por exemplo, um veículo atingir um grande buraco na sua trajetória, esses ocasionais ciclos mais severos podem ser o principal fator limitante na vida à fadiga de um componente.

Portanto condições de amplitudes não previstas em projeto devem ser consideradas ao se estimar a vida de um componente.

Os picos de tensão durante a vida de um componente são fatos que realmente podem alterar as propriedades e comportamento de um material. Os ciclos de baixa tensão podem prolongar esses danos obtidos inicialmente nos picos de tensão.

Ainda Dowling (1999), verificou que os aços possuem limite de fadiga definidos através de ciclos severos e ocasionais. Porém quando acompanhados de ciclos de baixa tensão passam a se comportar como se o limite de fadiga não existisse.

2.5.8 Equação de Basquin para vida à Fadiga Térmica

Existem poucos estudos realizados para a vida à fadiga térmica. Principalmente para aplicações específicas, como o AISI H13 com aplicação para em matrizes para injeção de alumínio sob pressão.

Malm *et al.* (1978), buscaram o desenvolvimento e aplicação de modelos matemáticos específicos, com o objetivo simplificar o entendimento prático das tensões e deformações envolvidas no processo de injeção sob pressão.

Basquin em 1910 através dos estudos de curvas de fadiga do tipo S-N desenvolveu a seguinte equação 2.5.8.3 para aplicações envolvendo a fadiga térmica entre outras aplicações quando conhecido o seu expoente (SURESH, 1998) e (MAGNABOSCO, 2000).

$$\sigma_a = \sigma' f (2N_f)^b \quad (2.5.8.1)$$

onde;

- σ_a , é a amplitude de tensões, sendo que;

$$\sigma_a = \frac{(\sigma_{\max} - \sigma_{\min})}{2} \quad (2.5.8.2)$$

- $\sigma' f$, é o coeficiente de resistência a fadiga, podendo ser aplicado o valor da tensão de ruptura σ_r ou o limite de resistência L_r obtidas em um ensaio de tração;
- b , é o coeficiente de Basquin, que varia entre -0,05 a -0,12 (ASM HANDBOOK, V.19, 1996).
- N_f , é o número de ciclos até a fratura;

- σ_{\max} , é a tensão máxima;
- σ_{\min} , é a tensão mínima.

Devido ao carregamento imposto ao ensaio. Quando o valor mínimo é muito baixo em relação ao valor máximo, o mesmo pode ser considerado nulo, portanto.

$$\sigma_m = \sigma_a = \frac{\sigma_{\max}}{2} \quad (2.5.8.3)$$

Porém Suresh (1998) e Meyers *et al.* (1999) o expoente de Basquin pode ser calculado através da equação 2.5.8.6.

Para a resolução da equação, é necessário se conhecer o coeficiente de encruamento, propriedade que pode ser obtida através do ensaio de tração.

$$b = \frac{n'}{1 + 5n'} \quad (2.5.8.4)$$

Onde;

n' , é o expoente de encruamento

Em 1968, Morrow estudando o comportamento dos materiais sujeitos à fadiga, verificou que modificando a tensão média, a curva S-N sofrerá um deslocamento (DOWLING, 1999).

Mesmo quando houver uma mesma amplitude de tensões, porém com tensões médias diferentes.

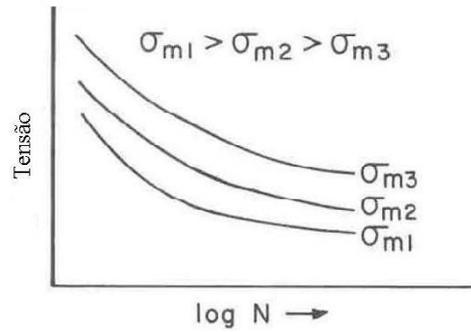


Figura 21 - Influência da tensão média σ_m em curvas S-N
Fonte: Suresh, (1998)

A figura 21 representa a variação da vida em fadiga diminuindo com o aumento da variação da tensão média. A variação do número de ciclos de um componente diminui com o aumento da variação da tensão média (SURESH, 1998).

De fato quanto maior for à tensão média aplicada, para uma mesma amplitude de tensões, menor será a vida em fadiga.

Sendo assim surgiu a necessidade de se corrigir a equação de Basquin, considerando a tensão média.

$$\sigma_a = (L_r - \sigma_m)(2N_f)^b \quad (2.5.8.5)$$

onde;

- σ_m , é a tensão média, sendo que;

$$\sigma_m = \frac{(\sigma_{\max} + \sigma_{\min})}{2} \quad (2.5.8.6)$$

2.6 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Segundo Allen *et al.* (1985), atualmente há disponível uma grande quantidade de método aproximados com auxílios computacionais. Que utilizam a substituição da estrutura original contínua, assim sendo disponível oferecer uma infinidade de graus de liberdade, por uma estrutura mais simples que tenha apenas um número finito de graus de liberdade.

Para uma simulação via método dos elementos finitos é necessário dados de entrada, que são conhecidas fisicamente na engenharia como condições de contorno.

O método MEF é definido na engenharia simplesmente como um método numérico que tem a capacidade de resolver equações diferenciais através de aproximações. Resolvendo equações que representam um comportamento físico contínuo, sua representação geométrica é construída a partir de um modelo de elementos ou nós. Os vários tipos de elementos podem ser aplicados conforme a complexidade do modelo a ser simulado (CAMARÃO, 1994).

Ainda Zienkiewicz *et al.* (2000), citam um tipo de análise via método dos elementos finitos pode ser executado através de uma consideração. A de que a deformação da estrutura real pode ser aproximada pela superposição de um conjunto de curvas de forma definida, porém a amplitude não é especificada.

Kleiber *et al.* (1992), exemplifica que no método de Rayleigh-Ritz, para a resolução via método dos elementos finitos, a escolha de uma função para um deslocamento é feita de forma que considere fielmente as condições de contorno de um modelo físico. Em seguida é feita a sua substituição na equação da energia potencial do modelo estudado.

Segundo Uddanwadiker *et al.* (2007), os passos básicos para uma simulação via método dos elementos finitos são o pré-processamento, processamento e pós-processamento. Onde o pré-processamento ocorre no desenvolvimento geométrico, normalmente feito em CAD 2d ou CAD 3d. Quanto melhor o modelo, melhor será a confiabilidade dos resultados, porém a complexidade de um modelo necessitará de uma maior quantidade de elementos.

Durante o pré-processamento obviamente existe a configuração de dados, como as propriedades físicas e mecânicas do material a ser simulado, para a

conclusão do modelo a ser simulado pode-se chamar de etapa final do pré-processamento. Onde é aplicado as condições de contorno físicas, podendo ser forças, pressões, acelerações, massas, temperaturas e ainda as restrições de deslocamento. Durante o processamento o software resolverá um conjunto de equações de engenharia de forma simultânea podendo ser até com grande quantidade de variáveis para alcançar a resposta desejada. O pós-processamento determina a apresentação gráfica dos resultados da simulação dos elementos finitos, os resultados normalmente são representados por gradiente de cores ou gráficos, que mostram o comportamento da geometria simulada (UDDANWADIKER *et al.* 2007),

As simulações são feitas por uma simplificação da estrutura real através da sua subdivisão em elementos. O método mais importante e utilizado de aproximações pela divisão de uma estrutura é o Método dos Elementos Finitos (MEF), onde uma estrutura é dividida em elementos, que podem ser refinados e conectados por nós.

Uma análise é resolvida em termos dos deslocamentos dos nós, esse é o modelo mais confiável e também o mais utilizado de elementos finitos. O problema descrito matematicamente a partir do princípio da estacionariedade da energia potencial, uma simulação via método dos elementos finitos podem ser resolvidas através de dois métodos, o direto e o iterativo.

Segundo Ugural (1981) e Conte *et al.* (1980), os métodos diretos são mais confiáveis, pois geram a solução exata, ou seja, com menos de erros de arredondamento em um número finito de operações aritméticas. É importante destacar que na maior parte das aplicações em problemas lineares de engenharia são utilizadas as técnicas diretas.

Conte *et al.* (1980), ressalva que os métodos iterativos fornecem seqüência de soluções aproximadas que normalmente acabam convergindo para solução exata. Quando um número de iterações tende para infinito, essa metodologia é muito utilizada em problemas de engenharia de grande complexidade, problemas que podem ser lineares ou não-lineares.

3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1 GENERALIDADES

Para o desenvolvimento prático do tema proposto foi necessário desenvolver um modelo geométrico 3D no software de CAD Solid Works e exportar em arquivo step. Após convertido o modelo, foi possível importar o modelo para o software de simulação via elementos finitos Abaqus.

Sendo que no Abaqus será possível aplicar as condições de contorno desejadas, bem como as propriedades do material variando com a temperatura.

A partir das tensões térmicas obtidas na simulação, foi possível calcular a vida da matriz a partir de equação de Basquin e ainda propor coeficientes de correções com o auxílio do software de CAE.

3.2 MODELAGEM

A modelagem geométrica de um modelo de uma matriz para injeção sob pressão foi realizada no software Solid Works. De fato esse software é muito utilizado por projetistas e engenheiros para modelagem 3D de projetos mecânicos.

O mesmo disponibiliza de diversas ferramentas parametrizadas além de possuir uma interface amigável com vários outros softwares.

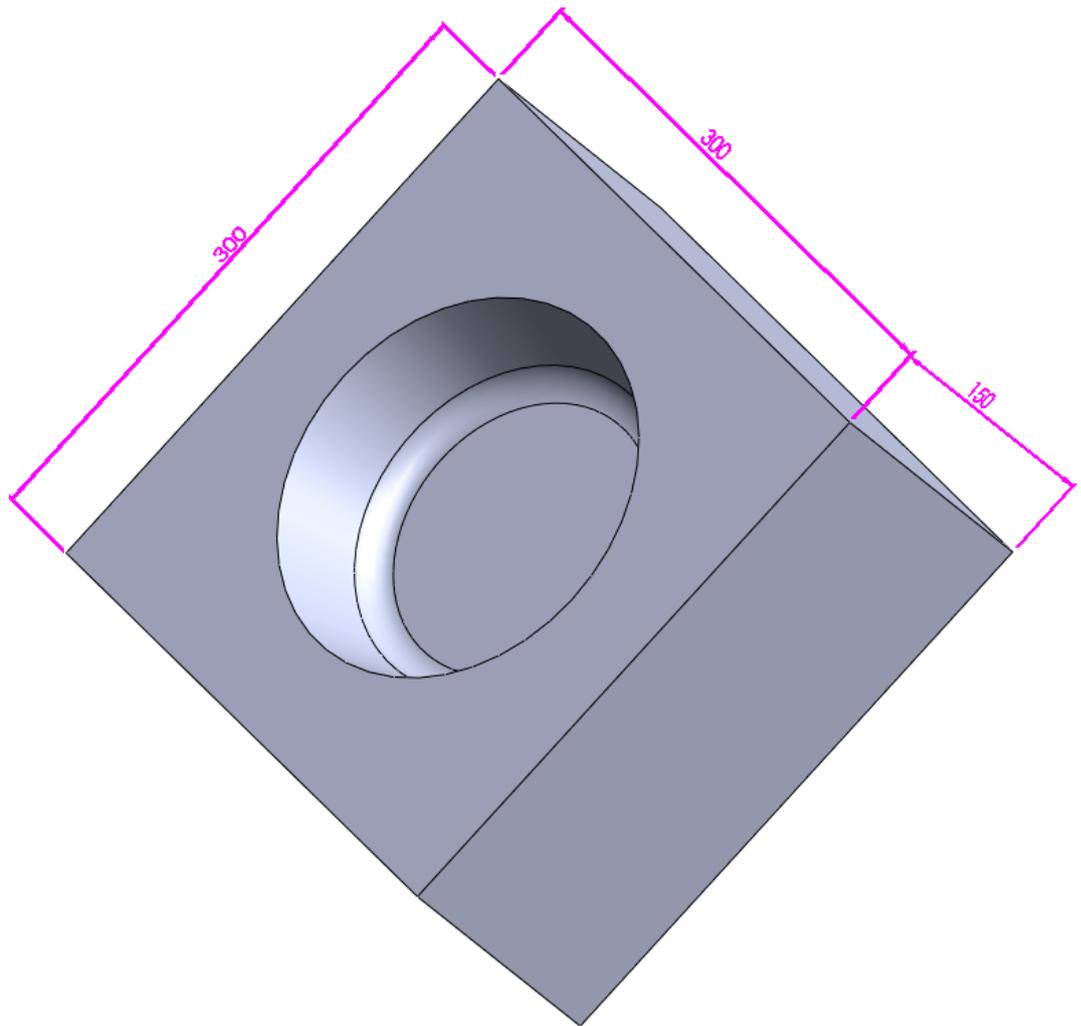


Figura 22 – Modelo geométrico da matriz

3.3 SEQUÊNCIA PARA APLICAÇÃO DE ELEMENTOS FINITOS

Com base nos conceitos teóricos do Método dos Elementos Finitos e na análise de engenharia do problema prático que se deseja resolver, pode-se então iniciar o planejamento do trabalho.

Os recursos computacionais disponíveis no CAE só poderão auxiliar a partir de definição clara e objetiva do problema a se resolver.

Assim, deve-se estabelecer uma seqüência básica de etapas para aplicação do método dos elementos finitos, como indica a figura 23.

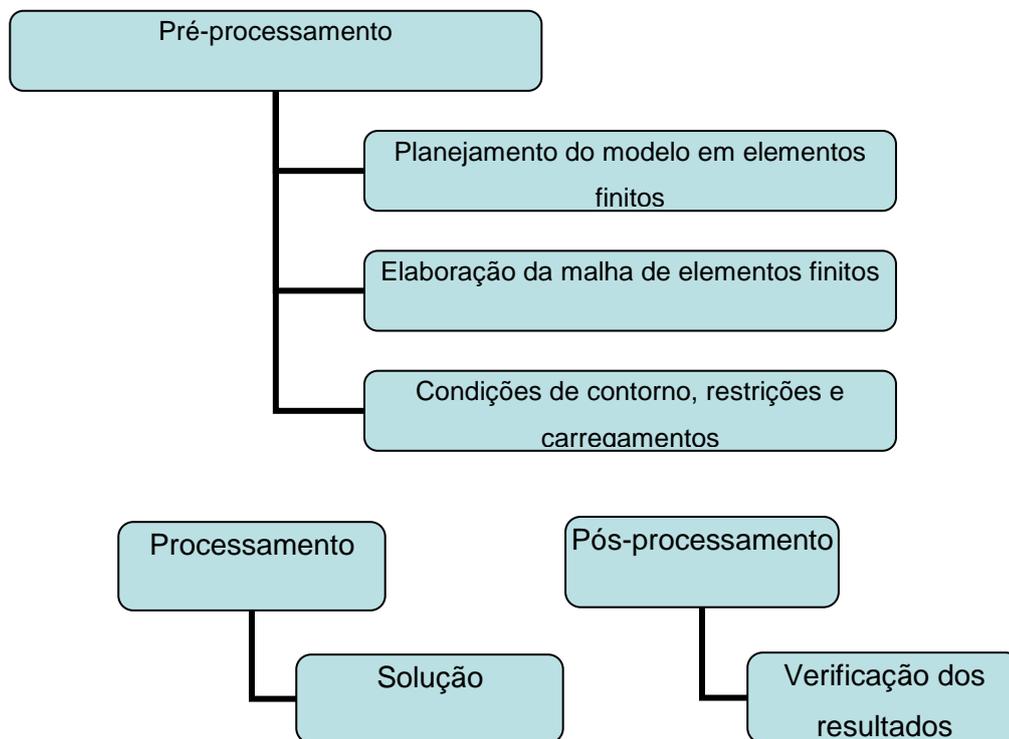


Figura 23 - Seqüência básica de etapas para aplicação do método dos elementos finitos

Fonte: Alves, 2006

O pré-processamento, sendo em que antes de qualquer cálculo a ser efetuado, deve-se montar o modelo discretizado da estrutura. E neste aplicar as condições de contorno e o carregamento.

O processamento é efetuado os cálculos matriciais, para determinação de deslocamentos, reações de apoio e forças internas nos elementos.

O pós-processamento é interpretado os resultados numéricos dos cálculos efetuados, e a sua coerência com o problema físico estudado.

Em relação às tarefas anteriormente mencionadas, é interessante destacar a evolução do CAE ao longo do tempo. Do uso das ferramentas gráficas que acompanham os recursos de cálculo disponíveis, destacando a importância destas no sentido de facilitar o trabalho de execução da malha em elementos finitos (ALVES, 2006).

Antes da existência das interfaces gráficas, a geração da malha em elementos finitos era um processo trabalhoso. O engenheiro precisava preparar no papel o desenho do modelo estrutural.

Após todos os nós e elementos desenhados e numerados manualmente, as forças aplicadas eram definidas nas regiões desejadas. Os pontos de vinculação eram representados no modelo.

Assim preparava-se uma quantidade de dados de entrada para o pré-processamento do software. Os nós eram definidos por intermédio da entrada direta das suas coordenadas x,y,z .

Segundo Alves (2006), a entrada dos elementos também era de forma manual. Para geometrias complexas, o processo era extremamente exaustivo. Entretanto, requisitos para preparar a malha de elementos finitos não mudaram, mesmo com a evolução dos softwares de CAE.

Deve-se entender o problema físico que se pretende simular, para garantia da confiabilidade de pré-processamento e de interpretação dos dados do pós-processamento.

Ainda Alves (2006), recomenda que se deva escolher trecho a trecho do modelo, os melhores elementos que traduzem o comportamento real naquela região. Assim, será estabelecida a correspondência entre o fato real e o modelo de análise, região por região.

Atualmente os softwares disponibilizam de muitos recursos gráficos que permitem diminuir a complexidade da geração do modelo. Aproveita-se a geometria preparada através do CAD podendo ser usada como referência para a construção da malha em elementos finitos.

Assim, nós, elementos, condições de contorno podem se gerados através do modelo CAD. Porém, pode-se dizer que esse processo dependerá sempre de um engenheiro de análise.

Hipóteses mal formuladas pelo analista ao gerar uma malha podem gerar erros de grandes amplitudes. Portanto, o recurso gráfico reduziu enormemente o trabalho do engenheiro, porém exige um maior embasamento conceitual no qual devem se apoiar os trabalhos com a ferramenta de simulação (ALVES, 2006).

3.4 ABAQUS

Este *software*, de caráter bastante geral e de grande versatilidade para aplicações em engenharia, consiste de vários módulos, dentre os quais os módulos gráficos CAE (pré-processador), *Viewer* (pós-processador) e os módulos principais *STANDARD* e *EXPLICIT*, nesta dissertação foi utilizado o módulo *EXPLICIT*.

O pré-processador ABAQUS/CAE consiste de uma interface gráfica que permite ao usuário uma rápida e eficiente definição da geometria do problema. A atribuição das propriedades dos diferentes materiais, aplicação dos carregamentos e das condições de contorno do problema, seleção do número de etapas pretendidas na análise e, finalmente, geração da malha de elementos finitos correspondente ao corpo analisado.

Um monitoramento da consistência e adequação do modelo pode ser feita através de ferramentas especiais do ABAQUS/CAE. Que permitem verificar vários aspectos relacionados com as partições definidas para a geometria do modelo (módulo *PART*). Propriedades mecânicas dos materiais envolvidos (módulo *PROPERTY*), agrupamento destas partições (módulo *ASSEMBLY*) e imposição da sequência de passos de análise (módulo *STEP*) e de sua natureza – linear ou não linear, definição das condições de contorno e dos carregamentos (módulo *LOAD*), geração da malha de elementos finitos (módulo *MESH*) e finalmente obtenção do arquivo de entrada (módulo *JOB*) (ABAQUS v.6.7).

Após a geração do arquivo pelo pré-processador que contém os dados de entrada do problema, o qual pode ser ainda manipulado pelo usuário para situações não convenientemente tratadas pelo ABAQUS/CAE. Portanto assim é possível executar-se a simulação computacional pelo método dos elementos finitos, utilizando-se os modelos ABAQUS/STANDARD e ABAQUS/EXPLICIT (no caso do funcionamento).

O ABAQUS utiliza como princípio, o método dos elementos finitos do deslocamento. Tal método é baseado na aproximação das condições de equilíbrio de um corpo, portanto cada ponto do material utilizado na simulação é analisado, pois assim o corpo será uma função do tempo e de suas coordenadas espaciais.

As equações de equilíbrio utilizadas, são geradas a partir da metodologia dos trabalhos virtuais, sendo que ainda as tensões residuais podem ser utilizadas como

condições de contorno, o ABAQUS permite ainda uma definição nos elementos de um estado de tensões iniciais da forma equilibrada.

Segundo Chen e Han (1987), o ABAQUS oferece ainda diversos modelos de análises, que consideram respostas elásticas e inelásticas. Sendo que os resultados inelásticos são modelados através da teoria da plasticidade. Portanto para os aços de uma forma geral, o modelo de plasticidade mais utilizado na engenharia é o modelo com encruamento isotrópico e superfície de escoamento de Von Mises.

O software dispõe ainda do pós-processador *ABAQUS/VIEWER*, que operando sob os arquivos de saída, possibilita para interpretação dos resultados numéricos, vários procedimentos de visualização gráfica e de animação.

As diversas potencialidades do ABAQUS permitem que problemas de engenharia complexos, envolvendo geometrias complicadas, relações constitutivas não lineares, ocorrência de grandes deformações, carregamentos transientes e interações entre materiais, possam ser modelados numericamente. O processo de construção de um modelo adequado não é uma tarefa simples para um usuário iniciante. Justamente por envolver uma quantidade muito grande de parâmetros e de opções, a elevada gama de possíveis soluções de problemas que podem ser simulados, exigem do usuário um maior conhecimento teórico do problema físico (ABAQUS v.6.7).

3.5 CONSTRUÇÃO DA MALHA

Após o desenvolvimento 3D da geometria desejada, esta foi exportada na extensão em STEP e importadas no programa Abaqus com o objetivo de se gerar um modelo utilizando MEF.

A utilização dos recursos de elementos finitos implica em uma discretização do modelo que será feita pela geração de uma malha. Considerando que as matrizes não iriam se deformar durante o processo de injeção sob pressão, as mesmas foram consideradas corpos rígidos.

Na figura 24 é apresentado o ambiente para a geração das malhas destas matrizes. Foram aplicados elementos tetraédricos 3D do tipo C3D4H. A figura 24

exemplifica esses elementos através de malhas em um modelo a ser simulado através do método dos elementos finitos.

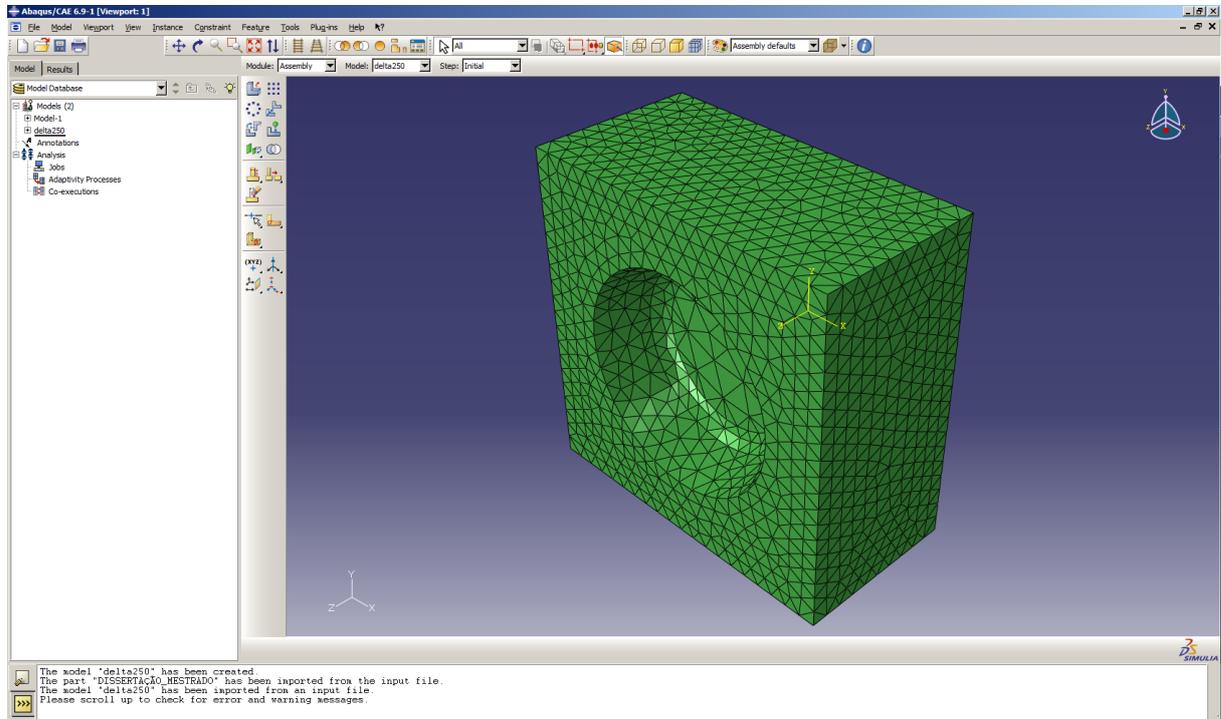


Figura 24 – Aplicação da malha na matriz.

A figura 25 mostra as aplicações de carregamentos e restrições de deslocamento do modelo da matriz. Podendo-se destacar o gradiente de temperatura e a pressão de injeção na superfície da matriz desejada a ser simulada no Abaqus CAE.

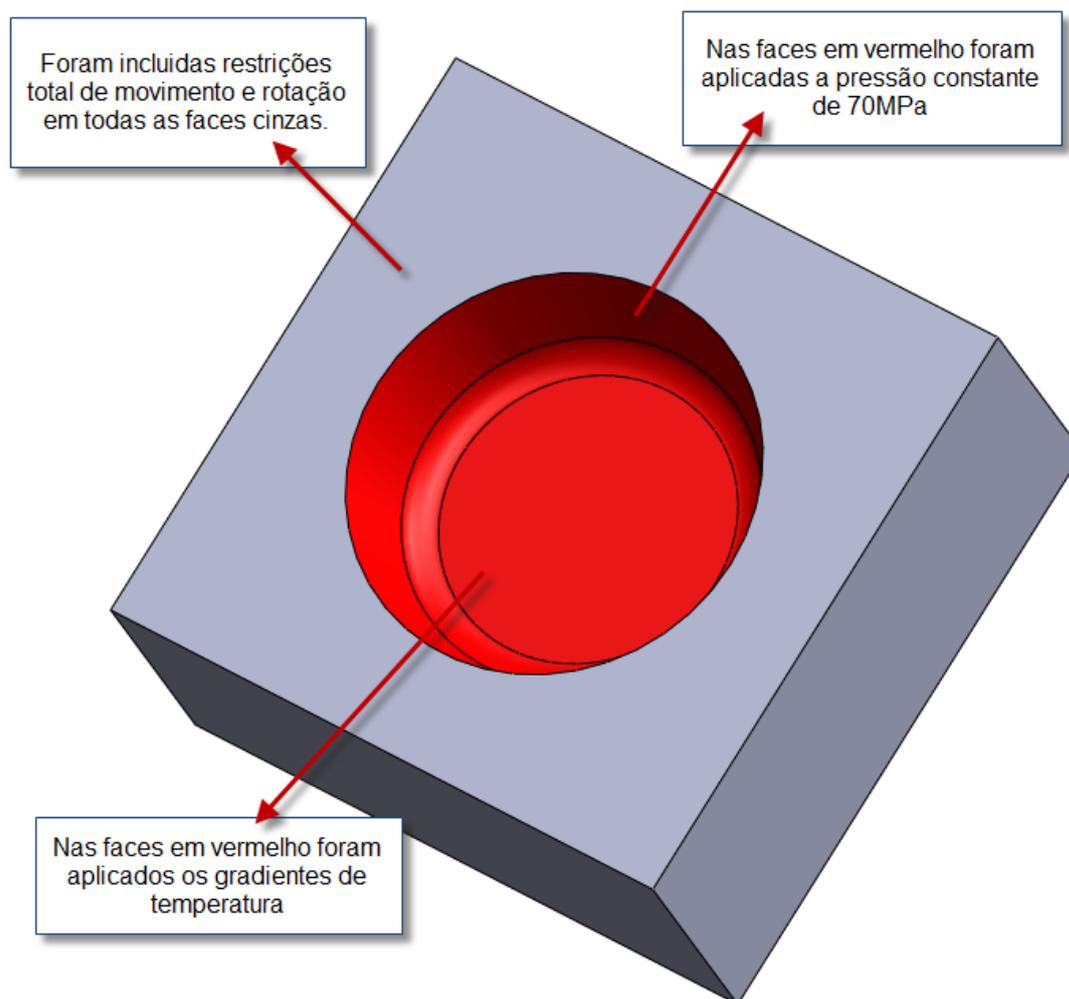


Figura 25 - Aplicações das condições de contorno no Abaqus CAE

Na tabela 02 são apresentadas os dados iniciais para o pré-processamento da simulação via método de elementos finitos. Foram criadas algumas condições de contorno, que envolvem diferentes gradientes de temperatura. De fato, a influência do gradiente de temperatura é o principal objetivo dessa pesquisa.

O fato da pressão de injeção constante foi uma hipótese, pois uma variação de pressão apresentaria um leque muito grande de resultados.

As simulações foram realizadas nas seguintes condições de contorno.

Tabela 02 - Condições de contorno para a simulação

Ordem de simulação	$\Delta T(^{\circ}C)$	$P_i(MPa)$
1° simulação	200	70
2° simulação	225	70
3° simulação	250	70

3.6 PROPRIEDADES DO AISI H13 NA TEMPERATURA DA SIMULAÇÃO

O AISI H13 um aço para trabalho a quente muito utilizado para o processo de injeção sob pressão. Através da norma AISI, é possível obter todas as informações que caracterizam esse aço.

As informações encontradas foram a composição química e as propriedades mecânicas. A norma determina valores máximos e mínimos para diversas condições de trabalho.

Na tabela 03 são apresentadas as propriedades que determinam o comportamento do AISI H13 para uma determinada temperatura.

Os valores foram utilizados para configurar dados de pré-processamento para rodar a simulação.

Tabela 03 - Propriedades do aço AISI H13 utilizada na simulação computacional

Temperatura $\Delta T(^{\circ}C)$	Densidade (Kg/m³)	Módulo de Elasticidade (GPa)	Coefficiente de Poisson	Coefficiente de Dilatação Térmica (1/°C)
200	7950	200,46	0,33	1,22e-5
225	7900	200,31	0,34	1,23e-5
250	7850	200,15	0,35	1,23e-5

3.7 ENSAIO DE TRAÇÃO

O modelo do corpo de prova bem como os procedimentos do ensaio de tração que foram tomados a partir das normas ABNT NBR 6673, ASTM E 646 e DIN EN 10 002-1 que detalham o procedimento do ensaio.

Desta forma foi definida a utilização dos corpos de prova conforme figura 26, considerado o ideal para o ensaio para o Laboratório de Materiais da UFPR.

Com suas dimensões estabelecidas, é possível atender as três normas indicadas dentro das medidas máximas e mínimas de cada norma para os corpos de prova.

Ao todo foram feitos 2 corpos de prova em AISIH13 que foram usinados pelo processo de corte a fio na empresa IBM Indústria Brasileira da Moldes Ltda situada em Joinville/SC. Depois da usinagem os mesmos foram temperados e revenidos com dureza de 44-46 HRC para que os corpos tivessem o comportamento mais próximo possível durante a prática do processo de injeção sob pressão.

Realizou-se a preparação da máquina de tração para o início dos ensaios. A máquina de tração é da marca EMIC, com capacidade de 10 toneladas e está alocada no Laboratório de Materiais, no Departamento de Engenharia Mecânica da UFPR.

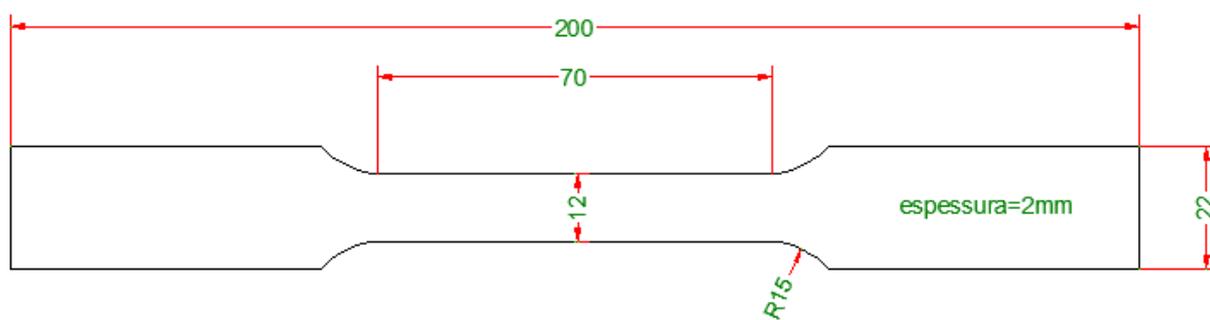


Figura 26 - Corpo de prova do aço AISI H13 utilizado no ensaio de tração

Para realização dos testes selecionou-se inicialmente o microcomputador, que está instalado em conjunto com a máquina para o ensaio e executado o software para determinação do coeficiente de encruamento do corpo de prova.

Em seguida tomou-se um dos corpos de prova do aço AISI1013, no qual foram medidos os valores da espessura e da largura da região útil.

Acoplado o extensômetro, foi possível entrar com os dados pedidos pelo software da máquina do ensaio, como a espessura inicial, largura inicial, comprimento útil e direção de laminação.

Para determinar os coeficientes de encruamento, o corpo de prova foi deformado até um percentual de 18% do seu comprimento útil.

Assim foram determinados os valores do coeficiente de encruamento n , além do limite de resistência, alongamento e tensão de escoamento do material.

3.8 ARQUIVO DE ENTRADA DE DADOS

Como já mencionado, o arquivo de entrada de dados para execução do programa de elementos finitos *ABAQUS/STANDARD* ou *ABAQUS/EXPLICIT* é gerado pelo pré-processador *ABAQUS/CAE*.

Posteriormente pode ser modificado, ou mesmo totalmente criado para casos de modelagens numéricas simples, pelo usuário através de um editor de textos.

Evidentemente, uma descrição sucinta destas informações encontra-se à disposição do leitor nos vários volumes de manuais que documentam o software *ABAQUS*.

Observa-se também que arquivo de entrada de dados pode ser subdividido em dois grandes grupos de informações.

O primeiro refere-se aos dados da geometria do modelo. Contendo descrição dos nós, tipos de elemento e suas respectivas conectividades, propriedades dos materiais, condições de contorno e tipo de análise, podendo ser estática ou dinâmica.

O segundo refere-se aos dados da história de carregamento. Com informações sob a sequência de eventos ou cargas aplicadas, que podem ser caracterizadas como forças pontuais, de superfície, de corpo, geradas por variação de temperatura, pressões de fluido, etc.

O software ABAQUS dispõe de uma grande variedade de elementos finitos. Podendo ser elementos de placa, elementos sólidos, elementos de viga, elementos de membrana, dentre outros.

Esses elementos são caracterizados por diferentes números e tipos de graus de liberdade, podendo ser selecionado pelo usuário conforme a natureza de sua aplicação.

Também apresenta várias relações constitutivas para simular o comportamento mecânico de materiais como o modelo elástico linear, modelos elasto-plásticos associados aos critérios de Von Mises, Mohr-Coulomb, Drucker-Prager entre outros modelos visco-elásticos, etc... (ABAQUS v.6.7).

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 ENSAIOS DE TRAÇÃO

Os ensaios de tração foram realizados em dois os corpos de prova retirados de um bloco para uma matriz de injeção sob pressão em aço AISI H13. Posteriormente a sua fabricação foram temperados e revenidos para obter uma dureza de 44-46 HRc. Assim foi possível representar o comportamento mais real possível em relação ao processo de injeção sob pressão.

Durante o ensaio é possível se obter informações correlacionadas às propriedades mecânicas do material. As propriedades obtidas foram a tensão de ruptura (σ_r), limite de resistência (L_r), tensão de escoamento (σ_e) e alongamento (Δl).

Após levantados esses dados, o foi possível determinar ainda o expoente de encruamento (n) para determinar finalmente o expoente de Basquin. Na figura 27 é mostrado o comportamento do aço no ensaio de tração em dois corpos de prova em AISI H13, temperado e revenido com dureza de 44-46 HRc.

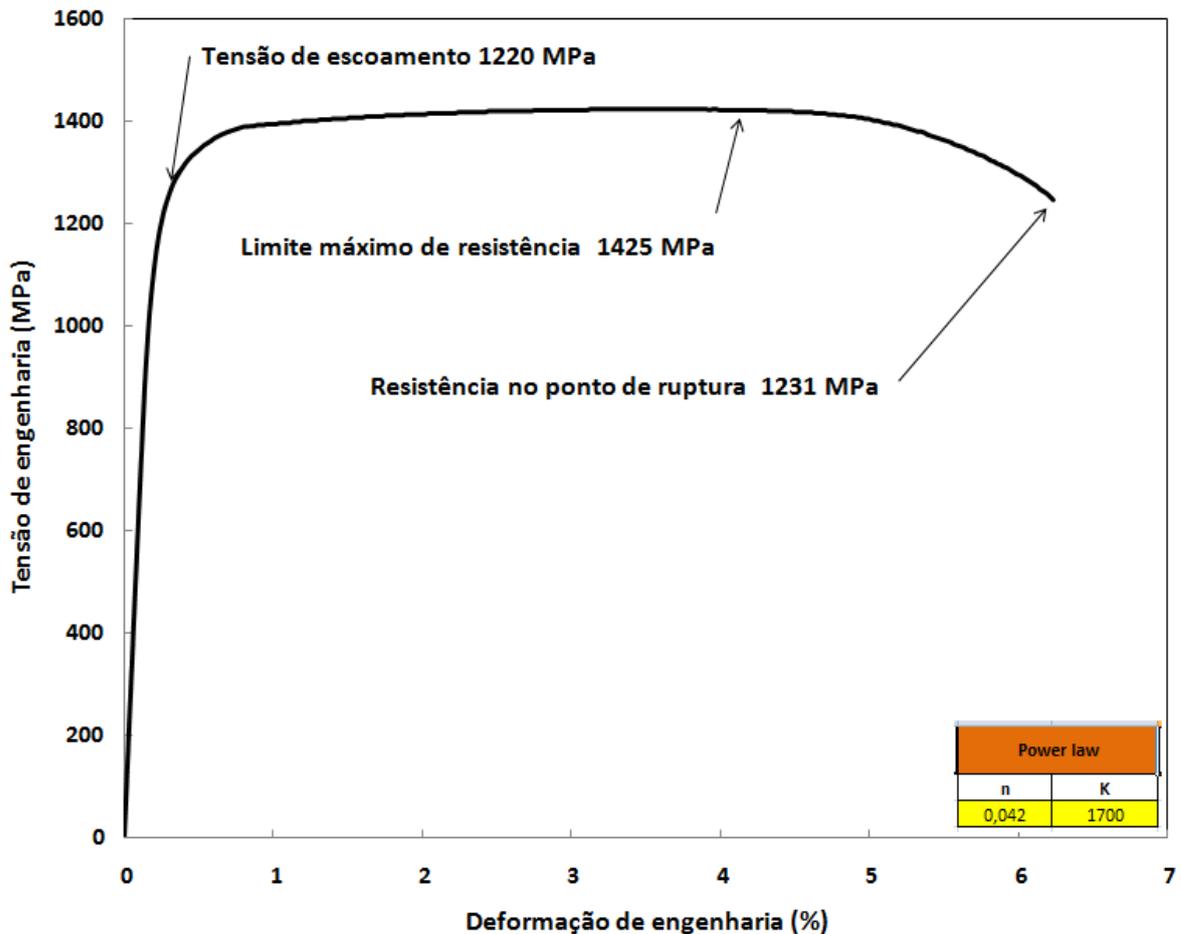


Figura 27 - Ensaio de tração em dois corpos de prova em AISI H13, temperados e revenidos com dureza de 44-46 HRC

Na tabela 04 é apresentado o comparativo das propriedades mecânicas do AISI H13. Como alongamento, deformação de engenharia, deformação verdadeira, tensão de engenharia, tensão verdadeira, limite de resistência e coeficiente de encruamento entre os corpos de prova 1 e corpo de prova 2.

Além das propriedades mecânicas, o ensaio de tração permitiu ainda uma avaliação do material quanto ao seu comportamento através da curva tensão x deformação.

A tabela 04 apresenta dados importantes para a configuração da simulação no Abaqus/CAE referente às propriedades mecânicas do AISI H13.

Tabela 04 - Propriedades mecânicas dos corpos de prova

Propriedades Mecânicas	Corpo de Prova 1	Corpo de Prova 2
Δl (mm)	2,50	2,50
e	10,02	10,03
ε	0,095	0,095
$\sigma_{ruptura}$ (MPa)	1.231	1.232
L_r (MPa)	1.425	1.425
n	0,042	0,042

Os resultados da tabela 04 mostram que o aço AISI H13 é extremamente resistente em função do seu elevado limite de resistência que é 1425 MPa a temperatura ambiente.

Por outro lado o material apresentou um baixo coeficiente de encruamento em média $n = 0,042$, mostrando que o material apresenta baixa estabilidade elástica.

Observando as curvas obtidas nos ensaios de tração dos 2 corpos de provas, ambos apresentaram comportamentos muito semelhantes. Outra característica interessante nas curvas foi a inexistência do ponto de escoamento definido no final da região elástica.

Na figura 28 foi necessário adaptar os valores do limite máximo de resistência obtidos no ensaio de tração e traçar uma curva paralela com a curva existente segundo a Schmolz-Bickenbach, condição considerada pela integração do gradiente de temperatura no limite de resistência do AISI H13.

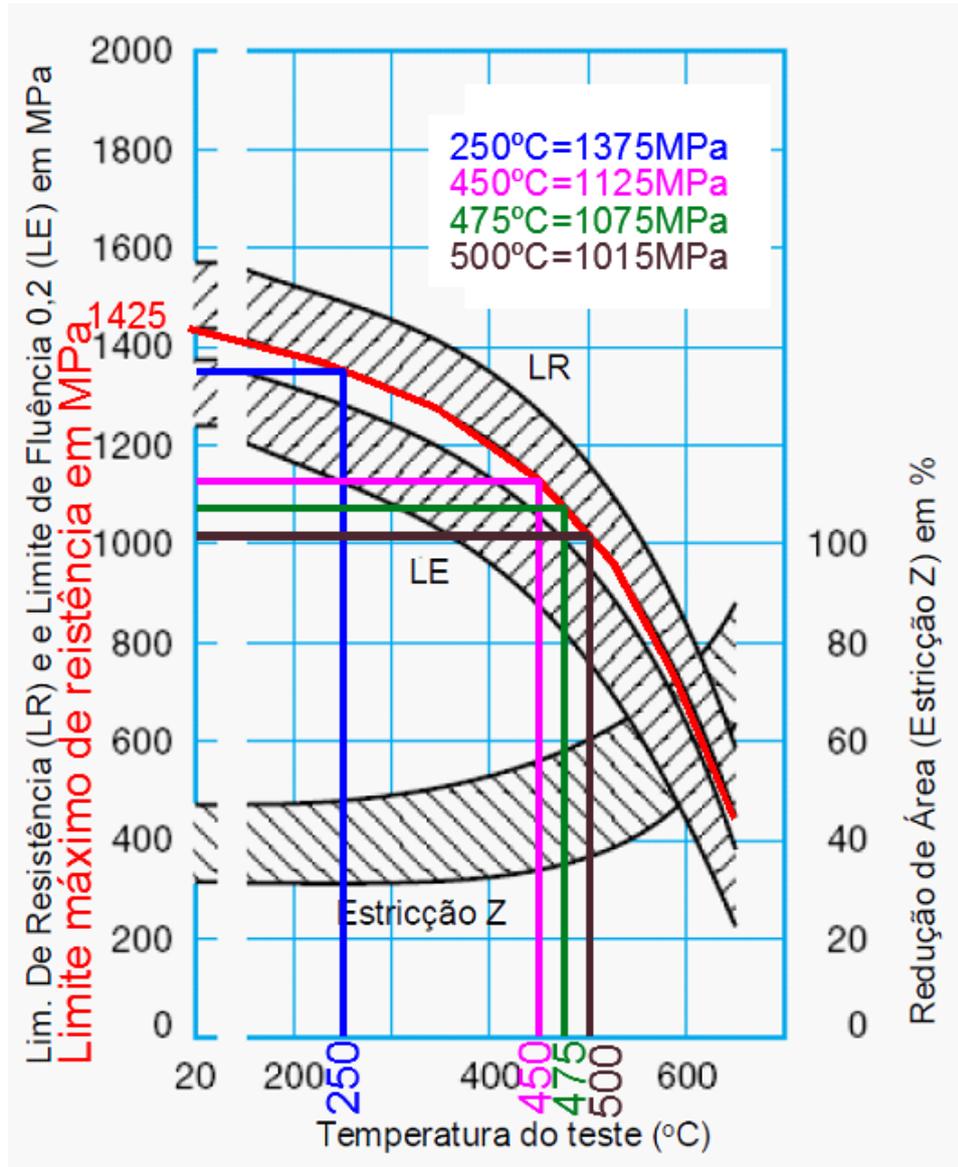


Figura 28 - Limite máximo de resistência em função da temperatura para o aço AISI H13

Fonte: Adaptado Schmolz-Bickenbach

O procedimento foi necessário pelo fato de não existir o registro do estado do AISI H13 ensaiado pela Schmolz-Bickenbach.

Para essa pesquisa foi construído corpos de prova também em AISI H13, porém foram tratados termicamente através da têmpera e do revenimento, para se obter a dureza de 44-46 HRc, que é a indicada para matrizes de injeção.

Depois dos dados obtidos pelo ensaio de tração, foi possível projetar a curva e representar o real comportamento do AISI H13, porém no estado tratado.

4.2 SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL PARA O GRADIENTE DE TEMPERATURA

A aplicação de Elementos Finitos (MEF) nessa dissertação será com o objetivo de estudar uma matriz para injeção de alumínio sob pressão. Porém o objetivo principal será avaliar os pontos críticos de tensão de origem térmica a partir de gradientes de temperaturas no modelo simulado.

Para isso optou-se em desenvolver um modelo CAD em três dimensões, assim será possível obter resultados com maior alto grau de confiabilidade.

Na figura 29 é possível verificar a distribuição de temperatura em um modelo de matriz com as propriedades do AISI H13, onde as temperaturas estão variando entre 251°C à 444,75°C.

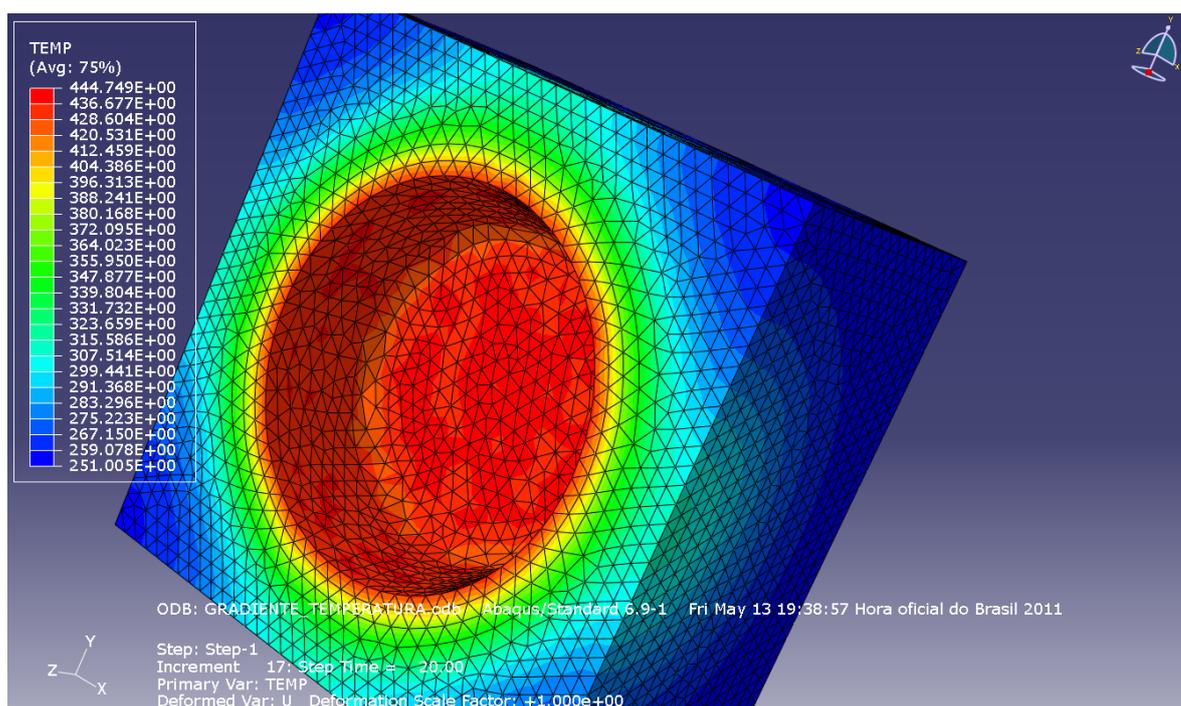


Figura 29 - Distribuição de temperatura no modelo utilizando o Abaqus CAE

A visualização das temperaturas na simulação do processo de injeção de alumínio sob pressão fornece uma grande quantidade de detalhes. Na transferência de calor do aço utilizado na fabricação da matriz, facilitando de fato a identificação dos pontos críticos de origem térmica.

Ainda pode-se auxiliar a engenharia, quando necessário e ainda a escolha adequada de um circuito de refrigeração, através dos elementos com maior concentração de calor

Pode-se observar na figura 29 que a variação de temperatura é entre 251°C e 444°C. Sendo assim fica evidente que a temperatura maior é no centro da placa, onde de fato localiza-se a cavidade. A cavidade é a geometria na matriz que receberá a maior quantidade de alumínio injetado.

A simulação mostrou que a temperatura da matriz de injeção é crítica em 444°C. Porém a temperatura vai diminuindo da região central da matriz para as extremidades da placa até chegar aos 250°C.

A queda de temperatura não é maior em função de ter-se um tamanho definido da matriz, sendo que quanto maior a matriz, maior seria a queda de temperatura através da condução térmica do aço.

Como o objetivo principal é estudar as tensões térmicas críticas na matriz, não houve a necessidade de se estudar a troca de calor até o equilíbrio de temperatura com o meio ambiente. Pois ai o gradiente de temperatura seria mínimo e obviamente se terá tensões baixas e desprezíveis, sendo que não são importantes para essa pesquisa.

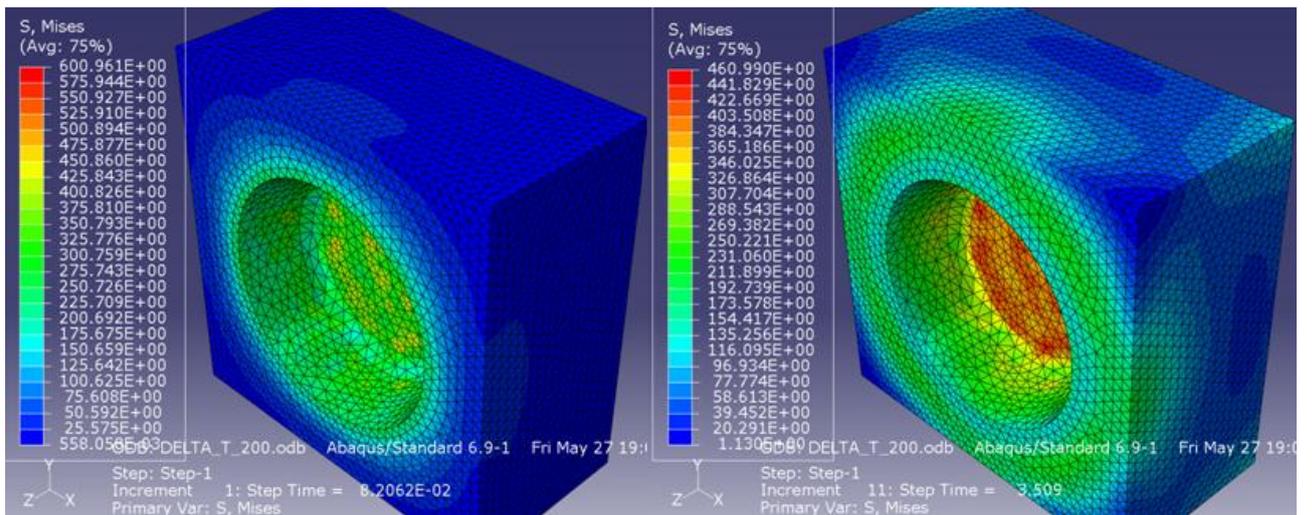
4.3 SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL VIA ELEMENTOS FINITOS PARA DETERMINAR AS TENSÕES TÉRMICAS EM UM GRADIENTE DE TEMPERATURA DE 200°C

Aplicando o critério de Von Mises através do software Abaqus/CAE, foi possível obter os resultados da simulação e verificar os pontos de amplitudes de tensões térmicas. E assim pode-se determinar o número de ciclos de vida utilizando a equação de Basquin e propor seus coeficientes de correções.

A figura 30 apresenta a distribuição de tensões térmicas, através do critério de Von Mises. O modelo matemático da matriz, possui as propriedades mecânicas e térmicas do AISI H13, variando com a temperatura.

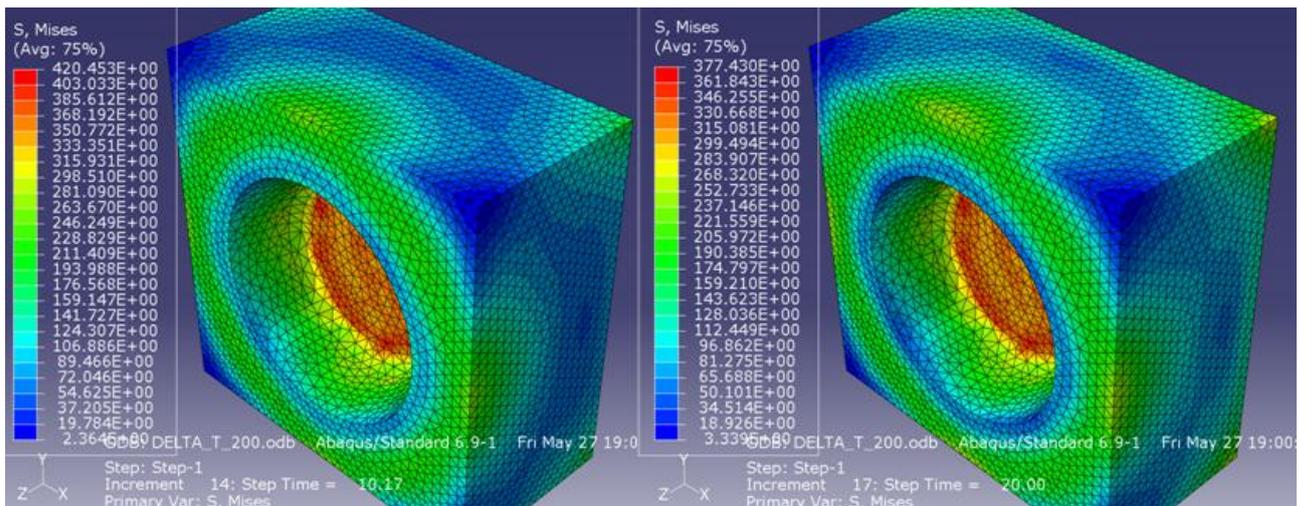
As tensões de origem térmica obtidas na simulação estão variando entre 377,43 MPa à 600,96 MPa em um intervalo de tempo de 20 segundos. O gradiente de temperatura proposto para essa condição de contorno é de $\Delta T=200^{\circ}\text{C}$.

Sendo que a figura 30 está dividida em a) σ_t máxima no tempo de 0,08s, b) σ_t máxima no tempo de 3,5s, c) σ_t máxima no tempo de 10,27s e d) σ_t máxima no tempo de 20s, as simulações foram realizadas no Abaqus CAE.



a)

b)



c)

d)

Figura 30 - Distribuição de tensões térmicas para um $\Delta T=200^{\circ}\text{C}$

A tabela 05 apresenta a distribuição das tensões térmicas em função do tempo, para um gradiente de temperatura $\Delta T=200^{\circ}\text{C}$.

Tabela 05 - Distribuição das tensões térmicas para um $\Delta T=200^{\circ}\text{C}$

σ_t (MPa)	Tempo (s)
600,96	0,08
578,81	0,16
562,01	0,24
550,78	0,32
543,29	0,45
543,23	0,63
542,13	0,91
539,34	1,32
517,70	1,95
467,90	2,57
460,99	3,50
451,29	4,91
438,02	7,01
420,45	10,17
398,06	14,90
377,82	19,90
377,43	20,00

Pode-se observar na figura 30 que a máxima tensão térmica é de $\sigma_t = 600,96$ MPa no primeiro segundo. A mesma diminui até um $\sigma_t = 377,43$ MPa, em função do tempo máximo de 20 segundos definido no time step da simulação.

A tensão térmica máxima obtida nessa simulação para um gradiente de temperatura de $\Delta T=200^{\circ}\text{C}$ é inferior ao limite de resistência do AISI H13. O limite de resistência do AISI H13 é de $L_r=1125\text{ MPa}$ para uma temperatura de $T=450^{\circ}\text{C}$.

De fato a tensão de $\sigma_t = 600,96\text{ MPa}$ é baixa comparada em relação à tensão de ruptura que é de $L_r=1125\text{ MPa}$, para um carregamento estático. Porém será verificado que mesmo que a tensão de origem térmica seja baixa, em um comportamento cíclico afetará diretamente a vida em número de ciclos da matriz para injeção.

A figura 31 apresenta o gráfico do comportamento da tensão de Von Mises da temperatura em função de um tempo de 20 segundos em um $\Delta T=200^{\circ}\text{C}$, realizado no Abaqus CAE.

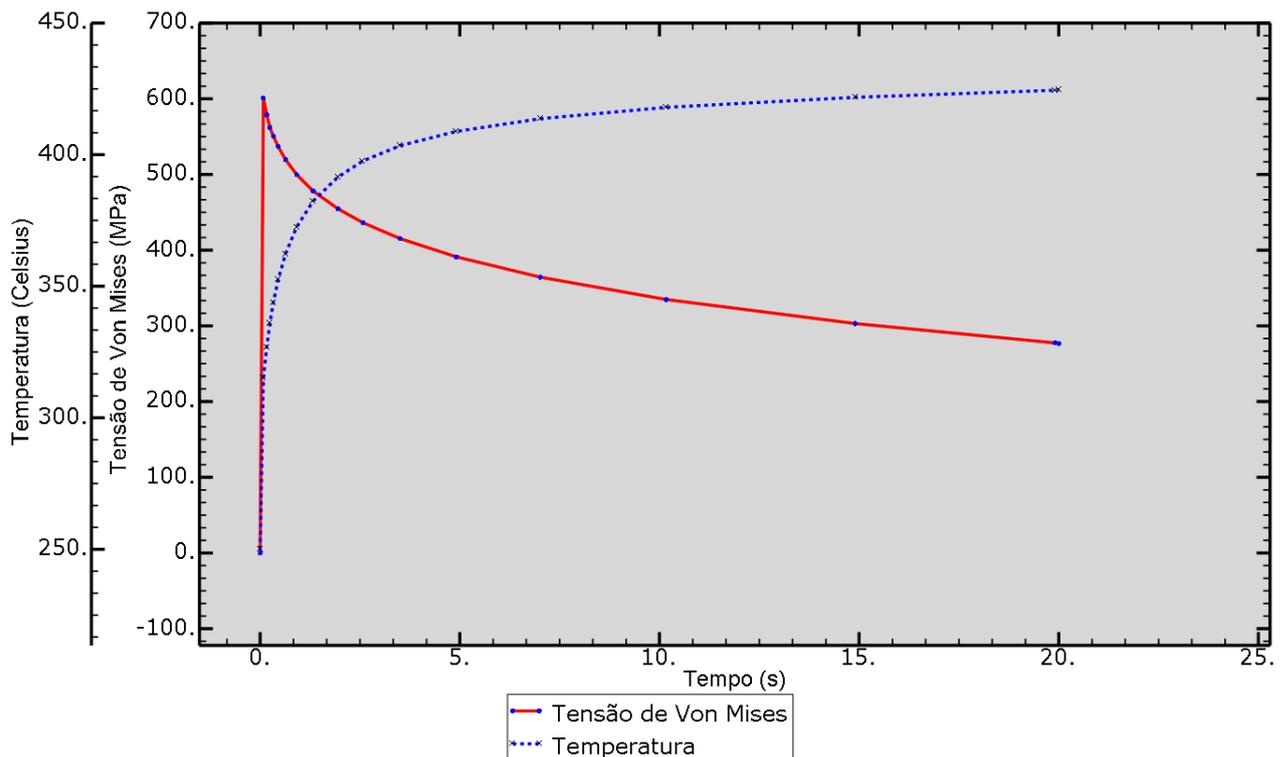


Figura 31 - Gráfico do comportamento da Tensão de Von Mises para um $\Delta T=200^{\circ}\text{C}$

Pode-se se observar que a tensão térmica máxima $\sigma_t = 600,96\text{ MPa}$ é crítica no primeiro segundo. Pois é onde ocorre o maior gradiente de temperatura oriundo do processo de injeção. Depois a mesma diminui de forma gradativa em função da

estabilização da temperatura e das propriedades termo-mecânica oferecidas pelo AISI H13 .

Na tabela 06 é apresentado o comparativo das propriedades para as temperaturas de interesse nessa condição da simulação. Entre elas é apresentada a densidade, módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson, coeficiente de dilatação térmica, dureza, condutividade térmica e tensão de ruptura para o AISI H13 para as temperaturas de 250°C e 450°C.

Tabela 06 - Propriedades mecânicas para o AISI H13 para as temperaturas de 250°C e 450°C

Propriedades Mecânicas	250°C	450°C
ρ (Kg/m ³)	7.950	7.723
E (GPa)	200,46	131,32
ν	0,33	0,37
α (1/°C)	1,22e-5	1,28e-5
K (W/mK)	27,6	30,3
L_r (MPa)	1375	1125

4.4 ENSAIO COMPUTACIONAL PARA AS TENSÕES TÉRMICAS EM UM GRADIENTE DE TEMPERATURA DE 225°C

A figura 32 apresenta a distribuição de tensões de origem térmica pelo critério de Von Mises em um modelo de matemático em AISI H13. As tensões σ_t estão variando entre 395,72MPa à 753,10MPa em um intervalo de tempo de 20 segundos, tempo definido no time step da simulação, tempo suficiente para o processo de injeção e para a dissipação de calor.

Os valores apresentados são para um gradiente de temperatura de $\Delta T=225^\circ\text{C}$, onde a) σ_t máxima no tempo de 0,58s, b) σ_t máxima no tempo de 5,08s,

c) σ_t , máxima no tempo de 12,47s e d) σ_t , máxima no tempo de 20s, simulações realizadas no Abaqus CAE.

Como houve um aumento do gradiente de temperatura, de um $\Delta T=200^\circ\text{C}$ para um gradiente de temperatura $\Delta T=225^\circ\text{C}$, o aumento térmico foi de 12,5%.

Porém as tensões térmicas σ_t não mostraram um comportamento não linear, pois as σ_t aumentaram em 16%.

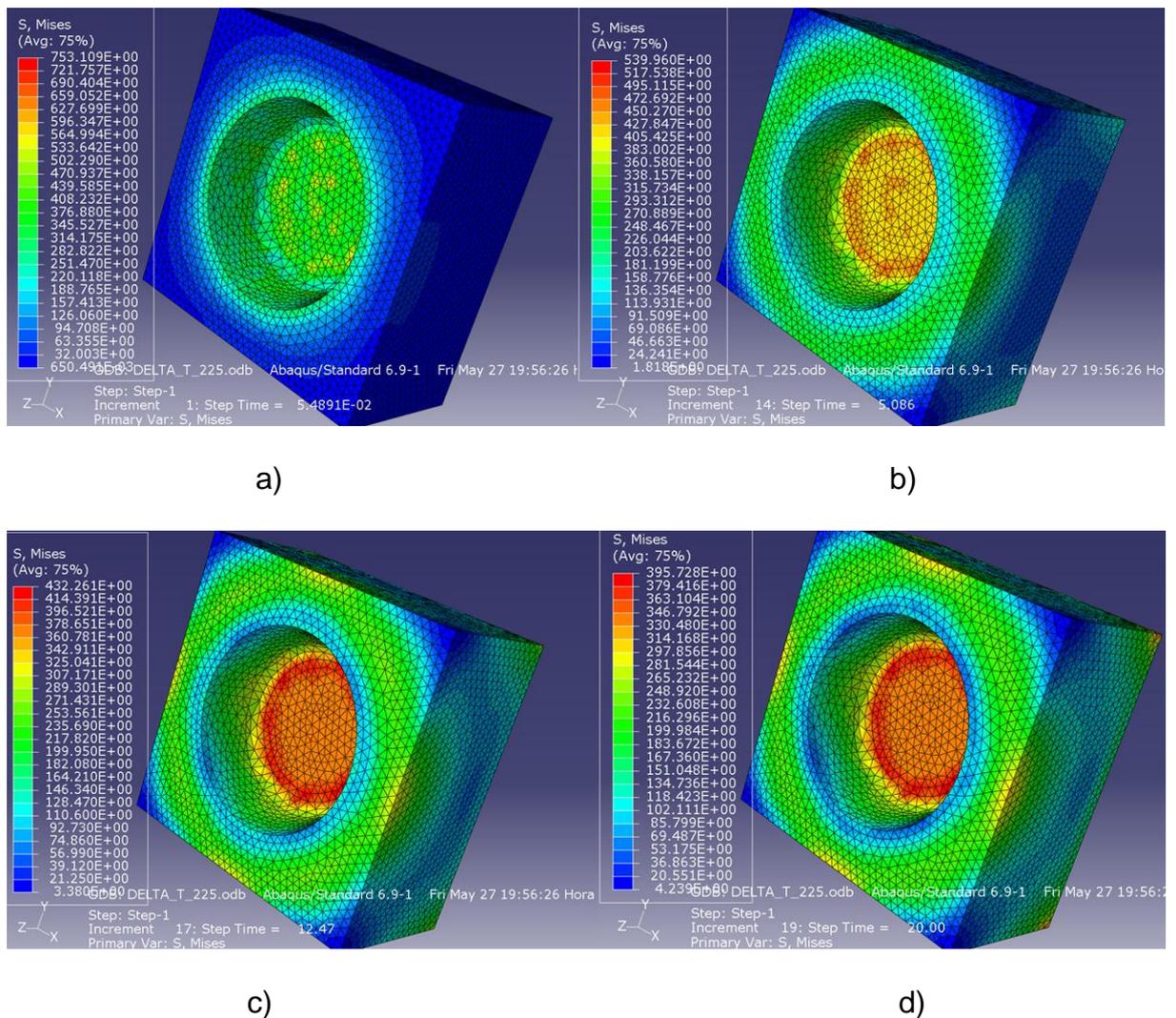


Figura 32 - Distribuição de tensões de térmicas para um $\Delta T=225^\circ\text{C}$

Na tabela 07 é apresentada a distribuição das tensões térmicas σ_t em função do tempo. O gradiente de temperatura analisado é de $\Delta T=225^\circ\text{C}$, é importante destacar a diminuição da amplitude da tensão com o aumento do tempo.

Tabela 07 - Distribuição das tensões térmicas em função do tempo para um gradiente de temperatura $\Delta T=225^{\circ}\text{C}$.

Tempo (s)	σ_t (MPa)
0,05	753,10
0,11	728,25
0,16	710,79
0,21	698,93
0,30	683,48
0,42	663,41
0,61	638,98
0,79	619,06
1,07	603,60
1,49	583,51
2,11	548,62
2,74	548,97
3,67	548,09
7,19	525,53
9,30	452,66
12,47	432,26
17,22	408,19
20,00	395,72

A figura 33 apresenta o gráfico do comportamento da tensão térmica e da temperatura em função de um tempo de 20 segundos em um $\Delta T=225^{\circ}\text{C}$ realizadas no software Abaqus.

Pode-se se observar que a amplitude da tensão térmica máxima atuante de $\sigma_t = 753,10\text{MPa}$ no modelo para um gradiente de temperatura de $\Delta T = 225^\circ\text{C}$ não ultrapassam o limite de resistência do AISI H13 que é de $L_r = 1075\text{ MPa}$ para uma temperatura máxima de $T = 475^\circ\text{C}$, de fato um comportamento semelhante ao da temperatura $T = 450^\circ\text{C}$.

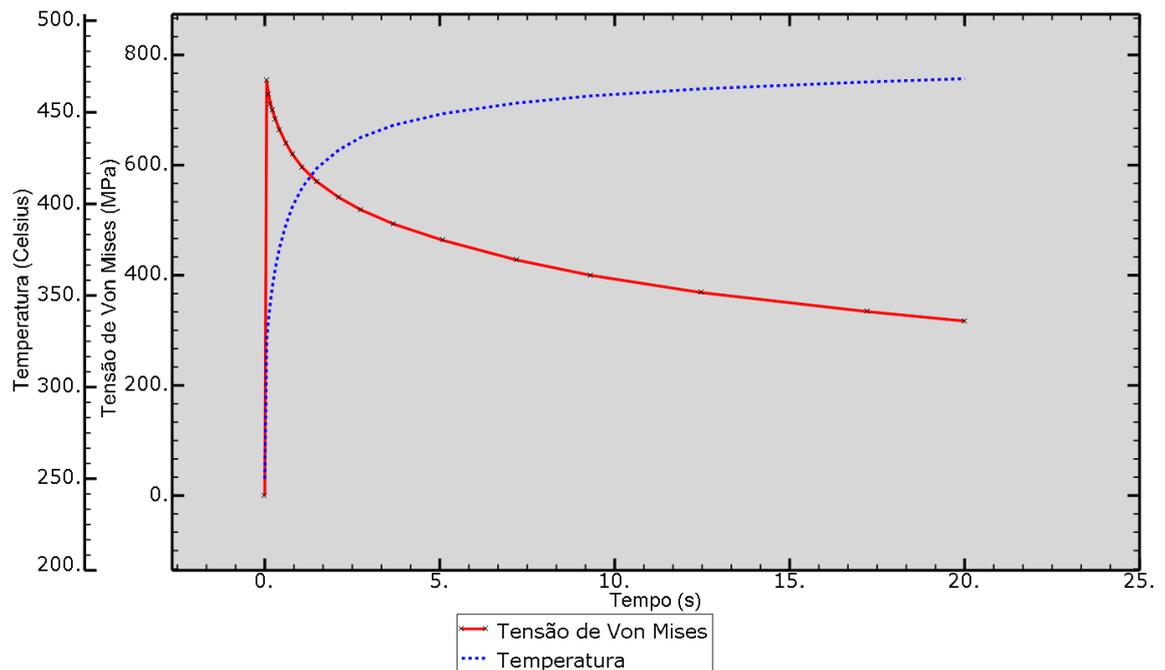


Figura 33 - Gráfico do comportamento da tensão de Von Mises para um $\Delta T = 225^\circ\text{C}$

Na figura 33 também é possível se pode observar que a tensão máxima $\sigma_t = 753,10\text{MPa}$ é máxima também nos primeiros segundos. Fato onde ocorre o máximo gradiente de temperatura derivado do processo de injeção. Depois a mesma diminui de forma gradativa em função da dissipação de calor e das propriedades do aço AISI H13.

A tabela 08 apresenta o comparativo das propriedades do aço AISI H13 nas temperaturas de interesse. Entre elas é apresentado a densidade, módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson, coeficiente de dilatação térmica, condutividade térmica e tensão de ruptura para o aço AISI H13 para as temperaturas de 250°C e 475°C .

Tabela 08 – Propriedades mecânicas para o aço AISI H13 para as temperaturas de 250°C e 475°C

Propriedades Mecânicas	250°C	475°C
ρ (Kg/m ³)	7.950	7.710
E (GPa)	200,46	153,15
ν	0,34	0,38
α (1/°C)	1,22e-5	1,28e-5
K (W/mK)	27,6	30,3
L_r (MPa)	1.375	1.075

4.5 ENSAIO COMPUTACIONAL PARA AS TENSÕES TÉRMICAS EM UM GRADIENTE DE TEMPERATURA DE 250°C

Na figura 34 é apresentada a distribuição de tensões térmicas através do critério de Von Mises em um modelo de matemático com as propriedades do AISI H13.

As tensões de origem térmica σ_t estão variando entre 683,95 MPa à 457,40 MPa para um intervalo de tempo de 20 segundos, tempo que foi definido pelo time step no pré-processamento da simulação.

Os valores apresentados é para um gradiente de temperatura de $\Delta T=250^\circ\text{C}$, onde a) σ_t máxima no tempo de 0,05s, b) σ_t máxima no tempo de 3,67s, c) σ_t máxima no tempo de 12,47s, d) σ_t máxima no tempo de 20s, simulações realizadas no Abaqus CAE.

Nessa simulação o resultado foi interessante pois houve um equilíbrio teórico das tensões térmicas comparados com o $\Delta T=225^\circ\text{C}$ e de $\Delta T=250^\circ\text{C}$ no qual foi executada essa condição.

Para um gradiente de temperatura de $\Delta T=225^{\circ}\text{C}$ a tensão térmica foi de $\sigma_t = 398,10\text{MPa}$ e para um gradiente de temperatura $\Delta T=250^{\circ}\text{C}$ a tensão térmica foi de $\sigma_t = 395,73\text{MPa}$, apresentando um pequeno decréscimo na tensão térmica resultante.

Na tabela 09, é apresentada a distribuição das tensões térmicas em função do tempo, para o gradiente de temperatura $\Delta T=250^{\circ}\text{C}$. Assim é possível verificar a diminuição da amplitude da tensão com o aumento do tempo.

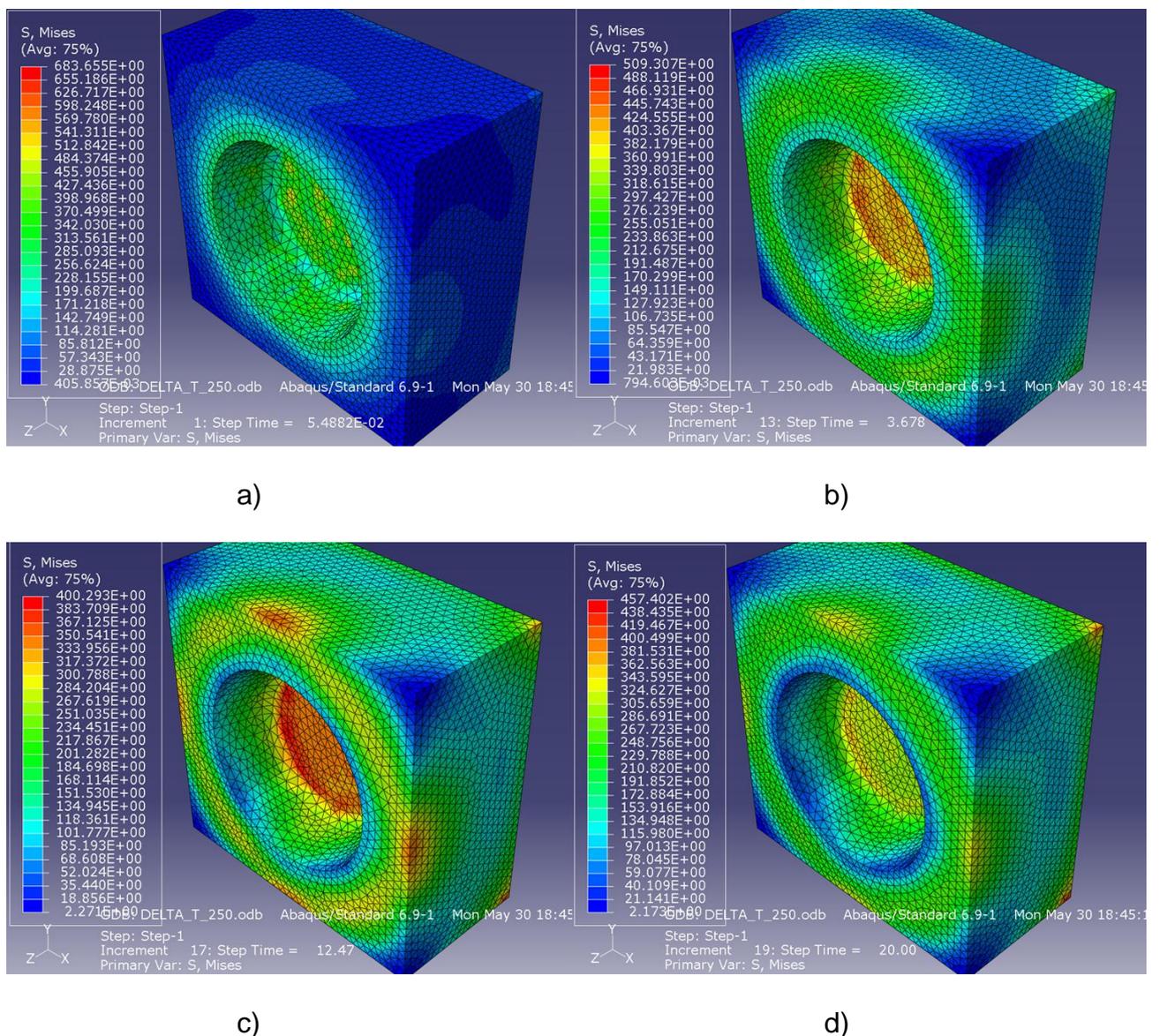


Figura 34 - Distribuição de tensões térmicas para um $\Delta T=250^{\circ}\text{C}$

Na figura 35 é apresentado o gráfico do comportamento das tensões térmicas e das temperaturas em função de um tempo de 20 segundos.

Para o gradiente de temperatura $\Delta T=250^{\circ}\text{C}$ se foi realizada uma nova simulação no software Abaqus, pode-se se observar que a amplitude da tensão térmica atuante foi de $\sigma_t = 683,65$ MPa.

Mesma para o máximo gradiente simulado de $\Delta T=250^{\circ}\text{C}$, a máxima tensão térmica atuante não ultrapassou o limite de resistência do aço AISI H13 que é de $L_r = 1015$ MPa, para uma temperatura crítica de $T=475^{\circ}\text{C}$.

Tabela 09 - Distribuição das tensões térmicas em função do tempo para um gradiente de temperatura $\Delta T=250^{\circ}\text{C}$

σ_t (MPa)	Tempo (s)
0,05	683,65
0,10	661,89
0,16	648,70
0,21	637,62
0,30	622,56
0,42	602,87
0,61	578,87
0,79	559,28
1,07	543,47
1,49	531,47
2,11	511,07

Continua

Continuação

2,74	510,08
3,67	509,30
5,08	501,42
7,19	487,31
9,30	473,50
12,47	400,29
17,22	431,14
20,00	457,40

Na figura 35 pode-se observar que a tensão $\sigma_t = 683,65$ MPa é máxima nos primeiros segundos, onde ocorre o gradiente de temperatura do processo de injeção.

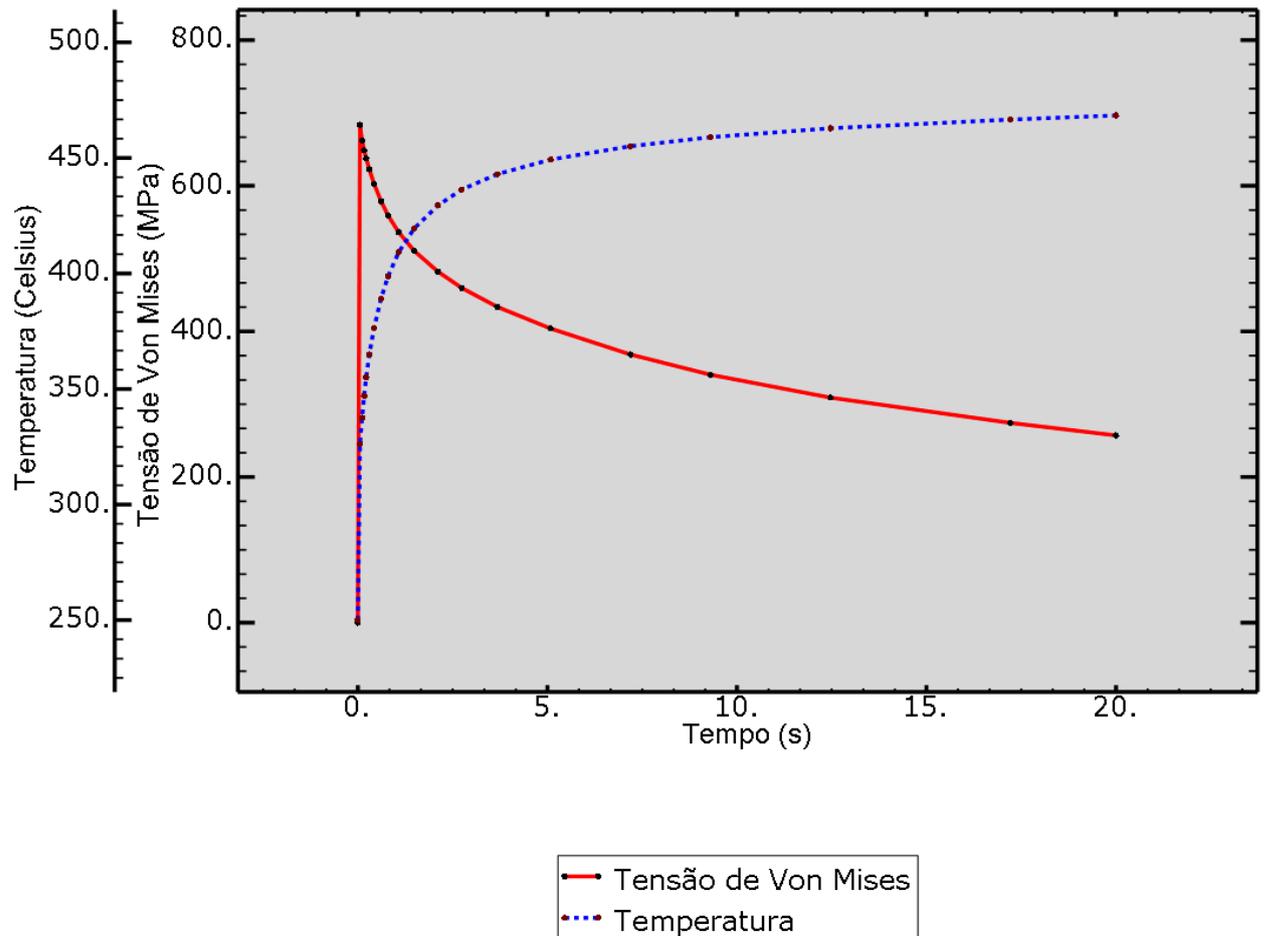


Figura 35 - Gráfico do comportamento da tensão em um tempo de 20s

Na tabela 10 é apresentado o comparativo das propriedades do aço AISI H13 para as temperaturas de $T=250^{\circ}\text{C}$ e $T=500^{\circ}\text{C}$. As propriedades apresentadas são a densidade, módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson, coeficiente de dilatação térmica, condutividade térmica e tensão de ruptura.

Tabela 10 - Propriedades mecânicas para o AISI H13 para as temperaturas de 250°C e 500°C

Propriedades Mecânicas	250°C	500°C
ρ (Kg/m ³)	7.950	7.700
E (GPa)	200,46	100,00
ν	0,34	0,38
α (1/°C)	1,22e-5	1,29e-5
K (W/mK)	27,6	30,3
L_r (MPa)	1.375	1.015

4.6 COMPARATIVO DE TENSÕES EM FUNÇÃO DA ESPESSURA DA MATRIZ DE INJEÇÃO DE ALUMÍNIO SOB PRESSÃO

Na figura 36 é apresentado um gráfico comparativo das variações das tensões térmicas pelo critério de Von Mises em função da espessura da matriz de injeção sob pressão realizadas no software Abaqus.

Sendo possível observar com clareza que os picos de tensão para os o gradientes de temperaturas $\Delta T=200^\circ\text{C}$, $\Delta T=225^\circ\text{C}$ e $\Delta T=250^\circ\text{C}$ ocorreram nos primeiros 4mm da superfície do aço AISI H13.

Depois as tensões decrescem de forma acelerada até estabilizar em 33mm de espessura, ou seja, a partir dessa espessura a matriz não sofre nenhuma tensão térmica.

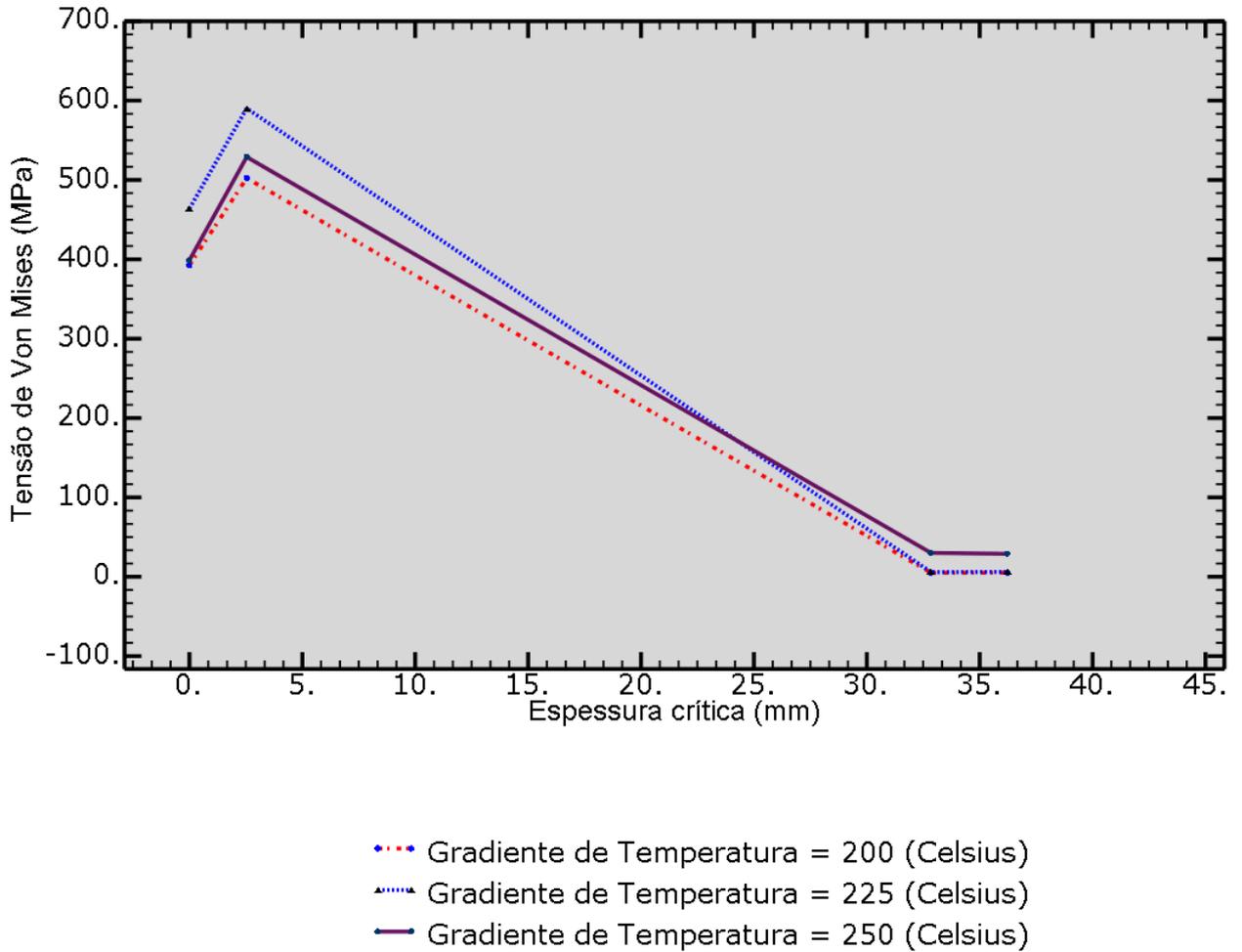


Figura 36 - Tensão versus espessura da matriz

4.7 DETERMINAÇÃO DOS NÚMEROS DE CICLOS ATÉ A TRINCA

Para a resolução da equação da vida à fadiga térmica, foi necessário determinar o expoente de Basquin. Para o aço AISI H13 não há essa informação na literatura.

Para a determinação do expoente de Basquin, pode-se utilizar valor do coeficiente de encruamento. Dado obtido no ensaio de tração, com o valor de $n' = 0,059$, corpo prova em aço AISI H13, temperado e revenido com dureza de 44-46 HRc.

$$n' = 0,042,$$

portanto

$$b = -\frac{n}{1+5n'} = -0,035 \quad (4.7.1)$$

Os dados das simulações obtidas através do software Abaqus/CAE, serão apresentadas em função dos gradientes de temperaturas. Para determinar o número de ciclos para a vida à fadiga, N_f (*ciclos*).

Para se determinar o número de ciclos da matriz, foi-se necessário determinar o σ_a , que é a amplitude da tensão térmica, bem como o σ_m , que é a tensão média.

Em função da divergência de resultados, as tensões obtidas foram divididas $\sigma_{a_teórico}$, que é a amplitude da tensão térmica teórica e $\sigma_{a_simulação}$, que é amplitude da tensão térmica obtida na simulação.

Obviamente, determinou-se o $\sigma_{m_teórico}$, que é a tensão térmica média teórica e $\sigma_{m_simulação}$, que é a tensão média térmica obtida na simulação do CAE, através dos seus respectivos time step's.

Para o $\sigma_{m_simulação}$, definiu-se em hipótese que a tensão média resultante será determinada a partir da equação (4.7.1).

$$\sigma_{m_simulação} = \frac{\sigma_{\max_tempo1} + \sigma_{\max_tempo2} + \sigma_{\max_tempo3} + \sigma_{\max_tempo4}}{4} \quad (4.7.2)$$

Sendo que as σ_{\max_tempo} , se referem as médias das tensões térmicas máximas de cada time step. Cada time step foi-se dividido em 4 intervalos de 5s, em função da convergência dos incrementos simulados de cada gradiente de temperatura.

Na tabela 11, é apresentada a primeira condição de contorno para determinar o número de ciclos para a vida à fadiga térmica do aço AISI H13, considerando o elemento crítico da matriz, ou seja, o elemento que possuía a maior amplitude de tensão térmica.

A matriz de injeção sob pressão, definiu-se os gradientes de temperatura de 200°C, 225°C e 250°C. Sendo que o $\sigma_{a_simulação}$ e o $\sigma_{m_simulação}$, foram obtidos pelo Abaqus CAE.

Tabela 11 - Primeira condição para o cálculo do número de ciclos da matriz

$\Delta T(^{\circ}C)$	$\sigma_{a_simulação} (MPa)$	$\sigma_{m_simulação} (MPa)$	$L_r (MPa)$	$N_f (ciclos)$
200	600,96	489,19	1.125	2,50
225	753,10	490,41	1.075	3,6e-4
250	683,65	578,69	1.015	1,2e-6

Com os resultados obtidos, para cada gradiente de temperatura, foi possível determinar a quantidade de ciclos para o início da trinca na matriz.

Para todos os gradientes de temperaturas, definiu-se que o $N_{fm_simulação}$, número de ciclos médios da simulação, seria a média dos números de ciclos para cada gradiente de temperatura simulado, resolvido a partir da equação (4.7.3).

$$N_{fm_simulação} = \frac{N_{f200} + N_{f225} + N_{f250}}{3} = 0,83 \text{ ciclos} \quad (4.7.3)$$

Para o $N_{fm_simulação}$, um ciclo de vida de 0,83 ciclos não atende de forma alguma, quando comparado com valores práticos.

Na tabela 11 percebe-se que há uma grande variação no número de ciclos de vida da matriz. Ficou evidente que o expoente de equação de Basquin, calculado em $b = -0,035$ determina com grande variação os valores calculados.

O expoente da equação de Basquin foi para um coeficiente de encruamento de $n' = 0,042$. Esse valor obtido através do ensaio de tração, foi determinante para o resultado tão baixo do coeficiente de Basquin, que ficou fora da faixa da grande maioria aços que é de $-0,05$ à $-0,12$.

Na tabela 12, é apresentada hipóteses com os valores de Basquin apresentados pela literatura, para demonstrar a divergência do comportamento do mesmo.

Na tabela 12, criou-se uma nova condição para se determinar o N_f , onde os valores do $\sigma_{a_teórico}$ e $\sigma_{m_teórico}$ são utilizados conforme a literatura.

$$\sigma_{a_teórico} = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2} \quad (4.7.4)$$

e

$$\sigma_{m_teórico} = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2} \quad (4.7.5)$$

Na tabela 12, é apresentada uma segunda condição para determinar o número de ciclos da matriz para previsão de vida à fadiga térmica do aço AISI H13.

Os gradientes de temperaturas também fora de 200°C , 225°C e 250°C .

Utilizando $\sigma_{a_simulação}$ e o $\sigma_{m_simulação}$ obtidos através de cálculos teóricos.

Tabela 12 - Segunda condição para o cálculo do número de ciclos da matriz

$\Delta T(^{\circ}C)$	$\sigma_{a_teórico} (MPa)$	$\sigma_{m_teórico} (MPa)$	$L_r (MPa)$	$N_f (ciclos)$
200	111,76	489,19	1125	1,94e21
225	178,69	574,41	1075	3,02e12
250	113,12	570,52	1015	4,77e16

Com os resultados obtidos para cada gradiente de temperatura, é possível determinar a quantidade de número de ciclos para todos os gradientes de temperatura, a partir da seguinte equação.

$$N_{fm_teórico} = \frac{N_{f200} + N_{f225} + N_{f250}}{3} = 6,46e20 \text{ ciclos} \quad (4.7.6)$$

De fato os valores obtidos através das simulações $N_{fm_simulação}$ comparados com o valor $N_{fm_teórico}$ geram uma grande margem de erro.

Através de acompanhamentos práticos e relatórios práticos industriais junto a fundições, espera-se que uma matriz desse nível de complexidade chegue a um N_f em torno de 130.000 ciclos de vida.

As fundições de alumínio sob pressão exigem uma garantia do fabricante da matriz. A média de vida solicitada é de 110.000 a 140.000 ciclos, dependendo da complexidade da geometria da cavidade usinada na matriz.

Pode-se afirmar que $N_{fm_simulação}$ apresentou um melhor resultado comparado com valores obtidos através do $N_{fm_teórico}$, quando comparado ao ciclo de vida na prática.

Na tabela 13, é apresentada uma simulação matemática para determinar o número de ciclos de uma matriz de injeção sob pressão em função do coeficiente de Basquin.

Foram adotados intervalos de -0,01 do coeficiente de Basquin, conforme os valores encontrados na literatura, que é de -0,05 à -0,12.

Tabela 13 - Terceira condição para o cálculo do número de ciclos da matriz

Coeficiente de Basquin, b	$\Delta T=200^{\circ}\text{C}$ N_f	$\Delta T=225^{\circ}\text{C}$ N_f	$\Delta T=250^{\circ}\text{C}$ N_f	N_{fm}
-0,05	108.356	673	506	36.511
-0,06	13.981	202	159	4.780
-0,07	3.238	85	70	1.131
-0,08	1.081	45	37	387
-0,09	460	27	23	170
-0,10	232	18	15	88
-0,11	133	13	11	52
-0,12	83	10	8	33

A partir dos resultados apresentados na tabela 13, se deu a necessidade de calcular cada intervalo. A conclusão é que nas faixas citadas pela literatura, em nenhum intervalo, o número de ciclos chegou perto da realidade.

Sendo assim pode-se concluir que o expoente de Basquin não tem como representar matematicamente o ciclo de vida de uma matriz para injeção sob pressão.

4.8 PROPOSTAS DE COEFICIENTES DE CORREÇÃO PARA A EQUAÇÃO DE BASQUIN

Após várias simulações computacionais e matemáticas, foi verificado nessa pesquisa que a equação de Basquin não se comporta de forma convincente. Quando a mesma é comparada com valores práticos de um processo.

Diante do problema apresentado será proposto novos coeficientes de correções para a equação de Basquin. Os coeficientes serão para cada gradiente de temperatura, através de resultados encontrados pelo Abaqus/CAE. Os coeficientes

necessitarão de acompanhamentos práticos ciclos de vida de matrizes em fundições, para sua devida validação.

A tabela 14, apresenta os resultados de uma simulação matemática para determinar novos coeficientes de Basquin em função do número de ciclos previstos na aplicação prática em $N_f = 130.000$ ciclos.

Tabela 14 – Proposta matemática para determinar novos coeficientes de Basquin

ΔT (°C)	$\sigma_{a_simulação}$ (MPa)	$\sigma_{m_simulação}$ (MPa)	L_r (MPa)	N_f (ciclos)	b
200	600,96	489,19	1.125	130.000	0,045
225	753,10	490,41	1.075	130.000	0,020
250	683,65	578,69	1.015	130.000	0,036

Para determinar os novos coeficientes de Basquin, foi considerado inicialmente o coeficiente de encruamento n . O coeficiente de encruamento foi obtido no ensaio de tração, realizado no aço AISI H13.

O aço AISI H13 já encontrava-se tratado termicamente, mesmo assim, foi ainda necessário dividir os coeficientes de correções para gradientes de temperaturas, ou seja, em ΔT de 200°C, 225°C e 250°C.

$$b = -\frac{n'}{1+5n'} + Y \quad (4.8.1)$$

Tabela 15 – Novos Coeficientes Propostos de Basquin

ΔT (°C)	Y
200	0,010
225	-0,015
250	0,001

A equação 4.8.1 apresenta a variável Y como uma proposta de coeficiente de correção para cada gradiente de temperatura estudado.

a) Para um $\Delta T = 200^{\circ}C$.

$$b = -\frac{n'}{1+5n'} + Y = 0,045$$

b) Para um $\Delta T = 225^{\circ}C$.

$$b = -\frac{n'}{1+5n'} + Y = 0,020$$

c) Para um $\Delta T = 250^{\circ}C$.

$$b = -\frac{n'}{1+5n'} + Y = 0,036$$

Na tabela 16, é apresentada uma simulação matemática para validação dos novos coeficientes de Basquin. Para uma convergência perfeita dos valores, o expoente iria necessitar de muitas casas decimais, como a equação de fadiga de Basquin é exponencial, a variação de resultados é muito grande, mesmo para um baixo incremento do coeficiente.

Tabela 16 - Simulação matemática para validação dos novos coeficientes de Basquin

ΔT (°C)	$\sigma_{a_simulação}$ (MPa)	$\sigma_{m_simulação}$ (MPa)	L_r (MPa)	b	N_f (ciclos)
200	600,96	489,19	1125	0,045	135.402
225	753,10	490,41	1075	0,020	158.136
250	683,65	578,69	1015	0,036	130.830

$$N_{fm_corrigido} = \frac{N_{f200} + N_{f225} + N_{f250}}{3} = 141.456 \text{ ciclos} \quad (4.8.2)$$

Os novos coeficientes de correção para a equação de Basquin, devem apresentaram resultados muito satisfatórios com o previsto com a prática. De fato com os resultados obtidos pela simulação, ainda auxiliado pelo valores obtidos através do ensaio de tração no corpo em aço AISI H13 já nas condições práticas, representou um comportamento do material na matriz.

É evidente que na prática, uma matriz para injeção de alumínio sob pressão pode fraturar não apenas através do gradiente de temperatura. O processo indevido no tratamento térmico, processos de usinagens e até mesmo o seu mau processo de injeção sob pressão também são fatores que limitam o ciclo de vida.

5 CONCLUSÃO

A fadiga térmica é o fenômeno físico de maior grandeza entre outros. Tal fenômeno limita diretamente o número de ciclos de uma matriz para injeção de alumínio no processo sob pressão. Que podem ser representadas através de diferentes tensões térmicas durante o processo de injeção sob pressão.

As simulações realizadas através do método dos elementos finitos auxiliaram no levantamento das tensões térmicas, através do critério de Von Mises referente ao comportamento do aço AISI H13 diante de diferentes gradientes de temperatura.

Foram investigadas várias propriedades do aço AISI H13 para modelar matematicamente o seu comportamento em função de diferentes temperaturas. De fato, nem todas as propriedades foram localizadas na literatura. As propriedades faltantes, foram necessárias levantar através de ensaios de tração no laboratório de conformação na UFPR.

O corpo de prova em AISI H13 no temperado e revenido, com dureza de 44-46 HRc aprofundaram e complementaram propriedades necessárias não encontradas na revisão bibliográfica.

Para as simulações no CAE, houve a preocupação constante em representar as condições de contorno do processo de injeção sob pressão. Os resultados das simulações possibilitaram o entendimento dos conceitos descritos na literatura. Permitiu ainda a compreensão dos diversos aspectos comportamentais nas matrizes de injeção sob pressão de alumínio.

Para a resolução da equação de Basquin, foi possível com a utilização dos resultados obtidos nas simulações do software Abaqus CAE. Verificou-se também que a equação apresentou dados fora da realidade do processo de injeção sob pressão.

As variáveis da equação de Basquin permitem múltiplas interpretações e soluções, mas nenhuma apresentou resultados confiáveis. A mais coerente foi quando utilizada as amplitudes de tensões térmicas juntamente com as tensões médias, que foram obtidas a partir da média dos *step's* máximos de cada incremento de convergência da simulação.

Diante das divergências encontradas nas soluções da equação de Basquin para a determinação do número de ciclos de vida até a trinca, surgiu a necessidade de se propor coeficientes de correção.

O importante dessa dissertação de mestrado está na utilização dos recursos computacionais via método dos elementos finitos, para as simulações em matrizes para injeção de alumínio sob pressão. A flexibilidade de ensaiar qualquer geometria, aplicar diversas propriedades mecânicas, associar a minimização de tempo e investimentos, somados ainda com a confiabilidade do recurso computacional, diferencia o método positivamente comparado com qualquer recurso prático.

6 TRABALHOS FUTUROS

Considerando que o processo de injeção sob pressão de alumínio envolve variáveis de influências térmicas como a refrigeração por água, aquecimento por óleo, troca térmica por condução, troca térmica por convecção, aplicação de desmoldantes, ficam disponíveis novas oportunidades de pesquisa nesse segmento.

- Realizar ensaios de tração com corpos de prova submetidos a gradientes de temperatura.
- Avaliar o comportamento de diferentes aços para trabalho a quente, disponíveis no mercado para uma mesma condição de trabalho.
- Avaliar a confiabilidade das equações de Coffin e Manson.
- Através de análise numérica, desenvolver uma subrotinas para as equações de fadiga térmica de Coffin, Manson e Basquin, com o objetivo de se resolver as equação para a determinação do número de ciclos.
- Realizar simulações de troca térmica de um produto com variações de espessura com a superfície de uma matriz.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABAQUS/CAE; **User's Manual**, Version 6.7, 2009.

ALLEN, D. H., HAISLER, W. E., **Introduction to aerospace Structural Analysis**, New York: John Wiley & Sons, Inc. EUA, 1985.

ALVES F., A.; **Elementos Finitos, A Base da Tecnologia CAE**, 4. ed. São Paulo: Editora Érica, 2006.

AMERICAN SOCIETY FOR METALS; **ASM Handbook**, v. 19: Fatigue and Fracture, 1996.

AQIDA, S. N.; CALOSSO, F.; BRABAZON, D.; NAHER, S.; ROSSO, M.; France, **Thermal Fatigue Properties of Laser Treated Steels**, Int J Mater Form, Vol. 3 Suppl 1:797 800, 2010.

ARAUJO JR, P. E.; **Influência de Solicitações Térmicas na Resistência à Fadiga do Aço AISI 304L**, PUC; 2005.

BEER, F.; JOHNSTON, R.; **Resistência dos Materiais**, 3. ed. São Paulo: Makron Books, 1995.

CALLISTER, W. D.; **Materials Science and Engineering an Introduction** 4.ed. New York : John Wiley & Sons,Inc., New York, 1991.

CAMARÃO, A. F.; **Elementos Finitos: o uso do ANSYS 5.0A na Indústria Automotiva**, Maquinas e Metais n°342, Aranda Editora Técnica, pag 34-49, 1994.

CONTE, S. D.; CARL B.; **Elementary Numerical Analysis: An Algorithmic Approach**, McGraw Hill Book Company, 3º ed., New York, EUA, 1980.

COSMOS/CAE, **User's Manual**, Version 2011, 2011.

DIETER, G.E., **Mechanical Metallurgy**, London, MacGraw Hill, 1988.

DIETER, G. E., **Metalurgia Mecânica**, 4. ed. Rio de Janeiro: Guanabara Dois, 1996.

DOWLING, N.E., **Mechanical Behaviour of Materials**, 2 ed., New Jersey, Prentice Hall, 1999.

FISSOLO, A.; ROBERTSON, C; MAILLOT, V.; **Prediction of Crack Initiation and Growth under Thermal Fatigue**; Thermomechanical Fatigue & Fracture, pág. 67-105. ISBN 1-85312-549-0. (USA - Book). 2002 WIT Press. ED.: Computational Mechanics Inc., 25 Bridge Street, Billerica, MA 01821, USA, 2002.

FONSECA, M. P. C.; PARDAL, J. M. L.; CHUVAS T.; REIS, W. P. REIS, ARAUJO, A. C.; **Comportamento das Tensões Residuais Geradas no Torneamento de um Aço AISI H13**, DEM/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2010.

HARADA, J.; **Moldes para Injeção de Termoplásticos, Projetos e Princípios Básicos**; São Paulo, Brasil, 2004.

HERTZBERG, R.W.; **Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials**, 3 ed., New York, John Wiley, 1996.

<http://www.SCHMOLZ-BICKENBACH.com.br/produtos/trabalho-a-quente.html>, 2010.

HU, X.; **Thermal Fatigue Behavior of Niobium Microalloyed H13 steel**, China, 2005.

JIA, Z.; LI, J.; LIU L.; Z, H.; **Performance Enhancements of High-Pressure Die-Casting Die Processed by Biomimetic Laser-Remelting Process**, Adv Manuf Technol, China, 2011.

KEELER, S. P.; **Understanding Sheet Metal Formability**, Machinery, 1968.

Kleiber, M.; Hien, T.D.; **The Stochastic Finite Element Method**. Chichester: Wiley. 1992.

KLOBCAR, D.; TUSEK, J.; **Thermal Stresses in Aluminium Alloy Die Casting Dies**, University of Ljubljana, Faculty of Mechanical Engineering, Laboratory for Welding, Askerceva, Slovenia, 2008.

KLOBCAR, D.; J. TUSEK, B.; TALJAT; **Thermal Fatigue of Materials for Die-Casting Tooling**, University of Ljubljana, Faculty of Mechanical Engineering, Materials Technology Department, Slovenia, 2007.

KNOTEK, O.; LOFFLER, F.; BOSSERHOFF, B.; **PVD Coatings for Diecasting Mounds, Surface and Coatings Technology**, V. 62, I. 1-3, pág. 630-634, 1993.

KOSEC, B.; KOSEX G.; SOKOVIC M.; **Temperature Field and Failure Analysis of Die-Casting die**, Archives of Materials Science and Engineering, volume 28, Issue 3, pages 182-187, Slovenia, 2007.

LATROBE SPECIALTY, **H13 Tool Steel**, USA, 2007.

Li, G.; Li, X.; Wu, J.; **Study of the Thermal Fatigue Crack Initial Life of H13 and H21 Steels**, Journal of Materials Processing Technology 74, p. 23 – 26, China, 1998.

LIN, J.; KUNRATH, A.O.; ZHONG, D.; MEYRES, S.; MISHRA, B.; MOORE, J. J.; **Development of Multi-Layered and Graded Die Coatings for Materials Processing Applications**, Colorado, USA, 2006.

LUCCHINI SIDERMECCANICA, **Aço Concebido para Trabalho a Quente**, Catálogo Aço ESKylos 2344, Itália, 2005.

MAGNABOSCO, R. B.; **Vida em Fadiga de Aços Carbono com Estrutura Bifásica Ferrita-Martensita**; 14º CBECIMAT, 2000.

MALM, S.; NOSTROM, L. A.; **Material Related Model for Thermal Fatigue Applied to Tool Steels in Hot Work Application**, Metal Science, 13, nov.: 554-50, 1978.

MESQUITA, R. A.; BARBOSA, C. A.; **Novo Aço Ferramenta de Alta Resistência a Quente**. Tecnologia em Metalurgia e Materiais, São Paulo, v.3, n.3, jan-mar, p63-68, 2007.

MESQUITA, R. A.; FRANÇA, L. C.; BARBOSA, C. A.; **Casos de Aplicação de Novos Aços Ferramenta para Trabalho a Quente**, Tecnologia em Metalurgia e Materiais, v.2, p.70-75, Brasil, 2005.

MEYERS, M. A.; CHAWLA, K. K.; **Mechanical Behavior of Materials**, Prentice Hall : New Jersey cap. 14, 1999.

MITCHELL, M.R.; **Fatigue Analysis for Design**, I Seminário Internacional de Fadiga – SAE Brasil, São Bernardo do Campo - SP, out., pág. 1-29, 2001.

MUHIC M.; TUSEK J.; KOSEL D.; PLETERSKI M.; **Thermal Fatigue Cracking of Die-Casting Dies**, Faculty of Mechanical Engineering, Metalurgija 49 9-12, Slovenia, 2010.

OTT, S.; DIEHL, M.D.; **Estudo da Influência do Teor de Molibdênio na Resistência a Fadiga Térmica em Ferros Fundidos Vermiculares**, 53º Congresso Anual ABM, 1997.

PALMA, E. S.; MANSUR, T.R.; PINTO, J.M.A.; COLOSIMO, E.A., NETTO, B.R., **Determinação do Limite de Resistência à Fadiga: Comparação Entre Ensaios Experimentais e Simulações Estatísticas**, XV COBEM – Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, 1999.

PERSSON, A.; HOGMARK, S.; BERGSTROM, J.; **Thermal Fatigue Cracking of Surface Engineered Hot Work Tool Steels**, Surface and Coating Technology. v. 191, p.216-227, 2005.

RIBEIRO, J. D.; **Avaliação do Aço para Trabalho a Quente H13 Propriedades Mecânicas e Fadiga Térmica**, Dissertação de Mestrado pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 1998.

ROBERTS, G. A.; ROBERT, A. C.; **Tool Steels**, Metals Park, OH, ASTM, EUA, 1980.

SCHAEFFER, L.; **Conformação Mecânica**, Porto Alegre: Imprensa Livre, 1999.

SHIVPURI, M.; **A Study of Erosion in Diecasting Dies by Multiple Pin Accelerated Erosion Test**, Journal of Material Eng. and Performance, pág. 145-153, 1995.

STARLING, C. M. D.; BRANCO, J. R. T.; **Thermal Fatigue of Hot Work Tool Steel With Hard Coatings**, Thin Solid Films, v. 308-309. p. 436-442, 1997.

SURESH, S.; **Fatigue of Material**, 2 ed., Cambridge Press, Boston, 1998.

SUMMERVILLE, E.; VENKATESAN, K. ; **Wear Process in Hot Forging Press Tools**, Materials and Design 16 No 5: 289-94, 1995.

TASSIN, A. R.; **Tecnologia de Fundição Sob Pressão, Alumínio suas Ligas e Zamak, Projeto de Moldes**, Mimeografado,1995.

THELMING, K. E.; **Steel and its Heat Treatment**, Butterworth, 2^a edição, 1984.

TOTTEN, G.; HOWES, M.; **Steel Heat Treatment Handbook**, Marcel Dekker Inc., 1^aedição, 1997.

UDDANWADIKER, R. V.; PADOLE, P. M.; ARYA, H.; **Effect of Variation of Root Post in Different Layers of Tooth: Linear vs Nonlinear Finite Element Stress Analysis**, Journal Biosci Bioeng; 104: 363-70, 2007.

UGURAL, A. C.; FENSTER, S.K.; **Advanced Strength and Applied Elasticity**, The SI version. London, Elsevier Science Publishing Co.,Inc., 1981.

VILLARES METALS, **Aço Inoxidável para Moldes**. H13, Aços Ferramenta Villares, Catálogo Técnico, 1a Ed., Abril, 2007.

WANG, B.; **The Prediction of Low Cycle Fatigue For Die Casting With FEM**, Ottawa - Carleton Institute for Mechanical and Aerospace Engineering, Canada, 2000.

WANG, Y.; **A Study of PVD Coatings and Die Materials for Extended Die casting Die Life**, Surfaces and Coatings Technology, pág. 60-63, 1997.

WU, X. C.; **Materials Science Forum**, 475-479, 249, China, 2005.

XIN-BIN, H.; **Thermal Fatigue Behavior of Niobium Microalloyed H13 Steel**, China, Journal of Shanghai University, 2006.

YAN, H.; HUA, J.; HUA, SHIVPURI, R.; **Numerical Simulation of Finish Hard Turning for AISI H13 Die Steel**, The Ohio State University, Columbus, OH 43210, USA, 2005.

YOUN, K. T.; RHYIM, Y. M.; YANG, W. J.; LEE, J. H.; LEE, C. G.; **Key Engineering Materials**, 326-328, 1173, 2006.

YOSHIDA, S.; SARTORI, C. H.; ARRUDA, A. C.; **Recomendações para a seleção de aços, Tratamentos Térmicos e Tratamentos de Superfície de Ferramentas de Injeção de Alumínio**, Brasimet Comércio e Indústria S/A, 2004.

YOUNG, W.; **Why Die casting Die Fail**, Transactions of the tenth international die casting congress, Society and Die Cast Engineers, 1979.

Yu, M.; **Effects of Molten Aluminum on H13 Dies and Coatings**, Journal of Material Eng. and Performance, pág. 175-181, 1995.

Zienkiewicz, O. C.; Taylor, R. L.; **The Finite Element Method**, (5th edn), Vol. 2 – Solid Mechanics. Butterworth-Heinemann: Oxford, EUA, 2000.

ZUCHOWSKI, R.; **Analysis of the Thermal Fatigue Process**, Journal of Materials Processing Technology, v. 106, n. 1-3, pág. 167-172., 2000.