

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA
TESE DEFENDIDA POR Clodoaldo Garcia
Aguado E APROVADA
PELA COMISSÃO JULGADORA EM 26.07.2011
[Assinatura]
ORIENTADOR

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

Clodoaldo Garcia Aguado

Estudo da Análise de Fadiga pelo MEF Considerando os Efeitos da Estampagem

Campinas, 2011

Clodoaldo Garcia Aguado

Estudo da Análise de Fadiga pelo MEF Considerando os Efeitos da Estampagem

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas, como requisito para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Automobilística.

Área de Concentração: Manufatura

Orientador: Prof. Dr. Alfredo Rocha de Faria

Campinas
2011

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

Ag91e Aguado, Clodoaldo Garcia
Estudo da análise de fadiga pelo MEF considerando os efeitos da estampagem / Clodoaldo Garcia Aguado. -- Campinas, SP: [s.n.], 2011.

Orientador: Alfredo Rocha de Faria.
Dissertação de Mestrado (Profissional) -
Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Simulação por computador. 2. Metais - Fadiga. 3. Estampagem (Trabalhos em metal). I. Faria, Alfredo Rocha de. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Título em Inglês: Study of fatigue analysis by FEM considering the metal stamping effects

Palavras-chave em Inglês: Compute simulation, Metals - Fatigue, Stamping (Metalworking)

Área de concentração: Manufatura

Titulação: Mestre em Engenharia Automobilística

Banca examinadora: Robson Pederiva, Ademar de Azevedo Cardoso, Renato Pavanello

Data da defesa: 26-07-2011

Programa de Pós Graduação: Engenharia Mecânica

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

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO PROFISSIONAL

**Estudo da Análise de Fadiga pelo MEF
Considerando os Efeitos da Estampagem**

Autor: Clodoaldo Garcia Aguado
Orientador: Prof. Dr. Alfredo Rocha de Faria

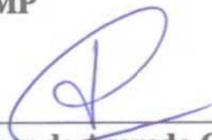
A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:



**Prof. Dr. Robson Pederiva, Presidente
FEM/ UNICAMP**



**Prof. Dr. Renato Pavanello
FEM/ UNICAMP**



**Prof. Dr. Ademir de Azevedo Cardoso
FAAP**

Campinas, 26 de julho de 2011.

Dedico este trabalho às três mulheres da minha vida: Adriana, Isabela e Beatriz.

Agradecimentos

Agradeço em primeiro lugar a Deus.

Agradeço especialmente à minha esposa Adriana e às minhas pequenas, Isabela e Beatriz, pelo entendimento e apoio nas horas difíceis.

Aos meus pais, irmão e irmã pelo incentivo em todos os momentos da minha vida.

Ao meu orientador pela paciência e palavras de incentivo durante a pesquisa.

Aos colegas do GAC, Engbras, AUTOFORM Brasil, Engenharia e Ferramentaria VW pelo incondicional auxílio durante a pesquisa.

À VW pelo incentivo financeiro e a todos os “companheiros” de departamento, em especial ao Arnaldo, Fernando, Eric e Lugatto.

Aos professores da banca, Prof. Dr. Robson, Prof. Dr. Ademar e Prof. Dr. Renato, pelas valiosas observações que contribuíram com a melhora do trabalho.

Às meninas da Coordenação de pós-graduação, em especial à Carolina e à Denise, pelo apoio e ajuda em momentos importantes do processo de documentação.

"O sábio não é o homem que fornece as verdadeiras respostas; é o que formula as verdadeiras perguntas."

Claude Lévi-Strauss

“Crítica o tolo e ele te odiará, critica o sábio e ele te amará.”

Provérbios 9:8

Resumo

As simulações dentro do ambiente de projeto devem prever a utilização de novas variáveis, especialmente de processos, de forma a aumentar a proximidade entre os modelos virtual e real e, com isso, aumentar a precisão das simulações.

O objetivo deste trabalho foi o de estudar um modelo pelo Método dos Elementos Finitos que incluísse os efeitos da variação de espessura provenientes do processo de estampagem para a análise de vida em fadiga de um componente do sistema de exaustão automotivo.

Primeiramente foi realizada a simulação do processo de estampagem, onde foi possível identificar as mudanças de espessura na geometria do componente estudado. O resultado dessa simulação foi transportado para a malha de elementos finitos, de forma que as análises posteriores, estrutural e de fadiga, considerassem os efeitos da redução e aumento da espessura local. Como base de comparação, as mesmas análises foram realizadas para a condição de espessura constante, tradicionalmente adotada durante a fase de projeto.

Utilizando o modelo de Wöhler-Goodman-Miner para o cálculo do Dano acumulado e comparando com dados experimentais aquisitados em simulador veicular, os resultados cálculo de fadiga demonstraram que ambas as condições de espessura atingem vida infinita. Entretanto, após a seleção e análise de algumas regiões consideradas críticas nas simulações precedentes (estampagem e estrutural), pôde-se notar que na maior parte das regiões os valores de dano acumulado eram inferiores para a condição de espessura constante. Já a condição de espessura variável se aproximou mais ao resultado medido.

Pôde-se concluir com os resultados que a variação de espessura, como efeito do processo de estampagem, desempenha um papel importante na vida do componente estudado, indicando que a utilização dos dados de processo auxilia na aproximação entre os resultados do cálculo de vida e a condição real.

Palavras Chave: Simulação por computador, Fadiga dos metais, Estampagem de chapas.

Abstract

The simulations within the Product Development environment must give the chance to use new variables, particularly from processes, in order to improve the correlation between the virtual and real models, and thus enhance the accuracy of the simulations.

The objective of this work was to study a model by the finite element method (FEM) that includes the effects of thickness variation from stamping process for the fatigue life prediction in an automotive exhaust system component.

Firstly it was carried out a simulation of the stamping process, where it was possible to identify the thickness distribution all along the geometry of selected component. Then, the result of this simulation was transported to the finite element mesh, so that further analyses, structural and fatigue, could consider the effects of reduction and increasing in local thickness. As a basis for comparison, the same analyses were performed for the homogeneous geometry (uniform thickness), which are typically taken during the design phase.

Using the model proposed by Wöhler-Goodman-Miner to calculate the accumulated damage and comparing with real data acquired from a vehicle, the calculation results of fatigue showed that both conditions (equal and unequal thickness) reached infinite life. However, after the selection and analysis of some critical regions in the previous simulations (stamping and structural), it might be noted that, in most regions, the values of accumulated damage were lower for the uniform thickness condition. Besides, for the unequal thickness condition, the results got closer to those measured in vehicle.

With these results, it could be demonstrated that the unequal thickness, as a process variable, plays an important role in the component life, indicating that the use of process data helps in bringing together the results from fatigue calculation and real condition.

Keywords: Compute Simulation, Metals - Fatigue, Stamping (Metalworking)

Lista de Figuras

Figura 2.1 – Esquema do processo de estampagem profunda (HOSFORD, 1999).....	9
Figura 2.2 – Tensões e deformações nas várias regiões da peça durante a conformação de um copo metálico (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984).	9
Figura 2.3 – Classificação dos modos de conformação (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984).....	10
Figura 2.4 – <i>Stretcher Strains</i> em uma chapa de aço 1008 (HOSFORD, 1983).	13
Figura 2.5 – Translação, rotação e deformação de uma linha (REIS, 2002).	13
Figura 2.6 – Amostragem de corpo-de-prova para obtenção do coeficiente de Lankford (R).	16
Figura 2.7 – Orelhamento de três diferentes chapas de cobre (a seta indica a direção de laminação da chapa) (HOSFORD, 1983).	17
Figura 2.8 – Esquematização do processo de análise por elementos finitos (BATHE, 1996).	20
Figura 2.9 – a) Condição de linearidade entre força e deslocamento e b) Lei de Hooke	21
Figura 2.10 – Curvas S-N para o mesmo material com escala linear para a amplitude de tensão e com escala do número de ciclos linear em (a) e logarítmica em (b).....	25
Figura 2.11 – Regiões do comportamento de fadiga (AYTEKIN, 2005)	26
Figura 2.12 – Método de correção da tensão média: a) Soderberg, b) Goodman, c) Gerber, d) Morrow	27
Figura 2.13 – Curva de histerese (Bannantine <i>et al.</i> , 1990).....	31
Figura 2.14 – Comportamento de endurecimento e de amolecimento (TEIXEIRA, 2004).	32
Figura 2.15 – Curva cíclica tensão-deformação (TEIXEIRA, 2004).....	33
Figura 2.16 – Obtenção da curva de histerese estabilizada usando a hipótese de Massing.....	33

Figura 2.17 – Diagrama de Coffin-Manson: deformação x vida à fadiga (PETRACONI, 2008)	34
Figura 2.18 – Histórico de um carregamento e a curva S-N.....	35
Figura 2.19 – Representação de um carregamento aleatório.	35
Figura 2.20 – Regra do procedimento “Rainflow” para a consideração ou não de um cíclico.....	36
Figura 3.1 – Componente utilizado no trabalho - Coletor de Exaustão	39
Figura 3.2 – Composição do Coletor de Exaustão.....	40
Figura 3.3 – Níveis de refinamento do AUTOFORM	43
Figura 3.4 – Geometria da ferramenta e do <i>blank</i> modelados para a simulação de estampagem	47
Figura 3.5 – Malha gerada no AUTOFORM para o componente estudado	48
Figura 3.6 – Propriedades do material DIN 1.4509 disponíveis na biblioteca do AUTOFORM	48
Figura 3.7 – Malha construída para mapeamento dos resultados	50
Figura 3.8 – Malha mapeada com as espessuras variáveis	51
Figura 3.9 – Malha do sistema de exaustão e detalhe da malha final do coletor	51
Figura 3.10 – Exemplo dos dados e espessura absoluta dos nós em cada elemento	55
Figura 3.11 – Acelerações medidas no coletor em hidropulsador para a análise de fadiga	58
Figura 3.12 – Disposição dos extensômetros no coletor de escape	59
Figura 3.13 – Aquisição de tensões no coletor de escape em hidropulsador	60
Figura 3.14 – Resumo das etapas da parte experimental do trabalho	61
Figura 4.1 – Blank antes e após a operação de conformação.....	63
Figura 4.2 – Resultados de conformabilidade de estampagem para a condição analisada ..	63
Figura 4.3 – Mapa de espessuras após conformação	64
Figura 4.4 – Mapa encruamento após conformação	65
Figura 4.5 – Mapa de deformação plástica após conformação	66
Figura 4.6 – Comparativo de espessuras entre simulação e medição [mm]	67

Figura 4.7 – Espessura Constante e $T=700^{\circ}\text{C}$ – Mapa de tensões para carregamento 1G em X.....	68
Figura 4.8 – Espessura Constante e $T=700^{\circ}\text{C}$ – Mapa de tensões para carregamento 1G em Y.....	68
Figura 4.9 – Espessura Constante e $T=700^{\circ}\text{C}$ – Mapa de tensões para carregamento 1G em Z.....	69
Figura 4.10 – Espessura Variável e $T=700^{\circ}\text{C}$ – Mapa de tensões para carregamento 1G em X.....	69
Figura 4.11 – Espessura Variável e $T=700^{\circ}\text{C}$ – Mapa de tensões para carregamento 1G em Y.....	70
Figura 4.12 – Espessura Variável e $T=700^{\circ}\text{C}$ – Mapa de tensões para carregamento 1G em Z.....	70
Figura 4.13 – Dano acumulado por elemento representativo das regiões mais críticas	73
Figura 4.14 – Dano acumulado por elemento representativo das regiões mais críticas	73
Figura 4.15 – Dano acumulado por elemento representativo das regiões mais críticas	74

Lista de Tabelas

Tabela 2.1 – Métodos de Correção da Tensão Média.....	27
Tabela 2.2 – Definições de carregamentos cíclicos com amplitude constante.	30
Tabela 3.1 – Composição e materiais do Coletor de Exaustão	40
Tabela 3.2 – Propriedades do material DIN 1.4509 utilizados nos cálculos (fonte: UGINOX).....	59
Tabela 4.1 – Valores máximos de tensão para as condições calculadas	71
Tabela 4.2 – Resumo dos cálculos de vida para espessura constante e variável	75

Lista de Siglas e Abreviaturas

BEM	Membrana reforçada à flexão (<i>Bending Enhanced Membrane</i>)
CAE	Engenharia auxiliada por computador
CLC	Curva limite de conformação
CPU	Unidade de processamento computacional
KWI	Kaiser Wilhelm Institut
LE	Limite de escoamento
LR	Limite de resistência
MEF	Método dos Elementos Finitos
RBE	Elemento de corpo rígido (<i>Rigid Body Element</i>)
α	Fator de combinação da fórmula de Swift e Hockett-Sherby
ε_0	Deformação circunferencial
ε_1 e ε_2	Deformações no plano da chapa
ε_r	Deformação na direção do raio
ε_t	Deformação na direção da espessura
ε_w	Deformação na direção da largura
ε_{pl}	Componente plástica da deformação total
σ	Tensão verdadeira
σ_1 e σ_2	Tensões no plano da chapa
σ_3	Tensões internas resultantes das forças do punção
σ_r	Tensão radial
σ_0	Tensão circunferencial
σ_a	Amplitude de tensão;
σ_m	Tensão média;
σ'_f	Tensão limite de fratura real do material
σ_{Sat}	Tensão de saturação da fórmula de Hockett-Sherby

A	Alongamento total
A	Área final
A_0	Área inicial
C e D	Constantes do material (Swift e Ghosh)
e	Deformação de engenharia
E	Módulo de elasticidade
F	Força aplicada
G	Módulo de rigidez
k	Coefficiente de resistência
K	Módulo de Bulk
l	Comprimento final
l_0	Comprimento inicial
m	Índice da taxa de encruamento
M	Expoente de Barlat
n	Fator de encruamento
N_f	Número de ciclos para a falha
R	Coefficiente de anisotropia de Lankford
$\bar{R}$	Coefficiente de anisotropia normal
ΔR	Anisotropia planar
S	Tensão de engenharia
S_y	Tensão de escoamento do material
S_u	Tensão de ruptura do material
S_e	Tensão limite de fadiga do material

Índice

Agradecimentos	v
Resumo	vii
Abstract	viii
Lista de Figuras	ix
Lista de Tabelas	xii
Lista de Siglas e Abreviaturas	xiii
1 INTRODUÇÃO	1
1.1. Visão Geral	1
1.2. Objetivos e Justificativa	5
1.3. Descrição da Dissertação	6
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	8
2.1. Estampagem de Chapas	8
2.1.1. Modos de Deformação	9
2.1.2. Testes	11
2.1.3. Módulo de Elasticidade	11
2.1.4. Ensaio de Tração	12
2.1.5. Anisotropia Mecânica	16
2.2. Método de Elementos Finitos (MEF)	18
2.2.1. MEF aplicado à Análise Estrutural	20
2.2.1.1. Análise Linear Estática	20
2.2.2. MEF aplicado à Conformação de Chapas	22
2.3. Fadiga dos Metais	24
2.3.1. Diagrama de Wöhler	25
2.3.2. Fadiga de Baixo Ciclo e Fadiga de Alto Ciclo	26
2.3.3. Efeito da Tensão Média	26
2.3.4. Métodos de Fadiga	29
2.3.4.1. Fadiga controlada pela Tensão (método S-N)	29
2.3.4.2. Fadiga controlada por Deformação (método ϵ -N)	31

2.3.5.	Cargas Variáveis de Fadiga, Dano Acumulado e Contagem de Ciclos	34
2.4.	Integração: Simulação de Estampagem e Análise de Fadiga	37
3	PARTE EXPERIMENTAL	38
3.1.	Seleção do Componente Estudado	38
3.1.1.	Características do Componente Estudado	39
3.2.	Softwares utilizados nas Simulações	41
3.2.1.	Simulação de Estampagem	41
3.2.1.1.	Solução Implícita	41
3.2.1.2.	Controle do Tempo de Passo Adaptável	43
3.2.1.3.	Malha Adaptável	43
3.2.1.4.	Leis de Materiais	44
3.2.1.5.	Condições utilizadas para a Simulação de Estampagem	46
3.2.2.	Análise Estrutural	49
3.2.2.1.	Pré-Processamento	49
3.2.2.2.	Processamento e Condições de Contorno	51
3.2.3.	Procedimento para mapeamento dos dados	53
3.2.4.	Simulação de Vida em Fadiga	55
3.2.4.1.	Código utilizado para o Cálculo de Fadiga	56
3.3.	Medição das deformações reais no Coletor de Exaustão	59
4	APRESENTAÇÃO DOS RESULTADOS	62
4.1.	Resultados da Simulação de Estampagem	62
4.1.1.	Validação	66
4.2.	Análise estrutural	67
4.3.	Resultados do Cálculo de Fadiga	72
5	DISCUSSÕES	76
6	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	78
6.1.	Conclusões	78
6.2.	Recomendações	79
7	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	80

1 INTRODUÇÃO

1.1. Visão Geral

De uma maneira geral na indústria, especialmente na aeroespacial e automotiva, as empresas têm recorrido cada vez mais à simulação virtual (Computer Aided Engineering ou CAE) como forma de diminuir o tempo de lançamento de novos produtos e também de redução do custo total de desenvolvimento de produtos. Os investimentos nessa área culminam também em uma crescente melhora dos resultados da simulação virtual, quando comparados à aplicação real.

Vajpayee (1995) afirma que CAE é um termo genérico que denota o uso de computadores em tarefas essenciais na engenharia de um produto. Isto envolve seleção de material, análises de resistência, vibração, ruído, distorção térmica, entre outros. Para assegurar a qualidade do produto, as análises de resistência são praticadas amplamente.

Com a simulação virtual de uma peça ou de um sistema é possível prever problemas muito antes dos testes experimentais, fazendo com que a assertividade do projeto físico seja muito grande e o tempo de validação real, menor. Muito dessa assertividade se deve ao esforço de aproximação dos resultados obtidos com modelos virtuais à prática, seja através da melhoria no modelo de cálculo, seja através da melhoria dos dados de entrada.

Quanto maior for a qualidade e confiabilidade dos dados de entrada, mais próximos da realidade serão os resultados obtidos. A troca de informações entre as ferramentas de análise tem ajudado a melhorar esses quesitos. Como exemplo, Usan (2005) cita as vantagens alcançadas em seu trabalho de otimização de geometria de um componente automotivo através do acoplamento das análises de CFD (Computational Fluid Dynamics), análise modal, análise térmica, desempenho de motor e custos, resultando em uma geometria final que atendesse a todos os pré-requisitos de projeto, em tempo substancialmente menor (USAN, 2005).

Algumas pesquisas demonstram que a melhoria da simulação da vida em fadiga de componentes mecânicos depende muito da precisão das avaliações de tensão-deformação plástica e elástica, que servem de entrada a simulação (WU-RONG *et al.*, 2009; LI *et al.*, 2006; AYTEKIN, 2005). A análise computacional de vida em fadiga é extensivamente utilizada para

componentes automotivos e aeronáuticos e alcançou altos níveis de precisão. As principais diferenças encontradas entre a análise numérica e a prática são provenientes da qualidade dos dados de entrada (LI *et al.*, 2006). Sobre os dados de entrada, os autores afirmam que os efeitos do processo de fabricação, como no caso a conformação, são de fundamental importância para a precisão da análise de vida em fadiga, já que as diferenças de deformações geradas em um componente durante sua fabricação conduzem a diferentes carregamentos, além de mudanças consideráveis nas propriedades do material, podendo ou não levar a falhas prematuras ou afetar de alguma maneira a vida do componente. Assim, quando essas características são levadas em consideração, os erros entre simulação virtual e prática tendem a ser muito menores.

A estampagem é reconhecidamente um dos processos mais utilizados na indústria metal-mecânica. Como exemplo, estima-se que 60% dos componentes de um veículo são provenientes desse processo. Com isso o uso da simulação de estampagem na indústria tornou-se bastante importante, porém a utilização dos resultados dessa simulação como dado de entrada no cálculo de vida em fadiga não é comum (WU-RONG *et al.*, 2009). Dado o crescente aumento na precisão da simulação de estampagem é possível prever com certo nível de confiança a distribuição da deformação plástica efetiva em um componente (que é um indicador das propriedades localizadas do material), bem como as diferenças de espessura, servindo como valioso dado de entrada para a análise de vida em fadiga (GAIER *et al.*, 2006).

A falta de precisão das simulações, como por exemplo, do cálculo de vida em fadiga, pode acarretar em decisões precipitadas de projeto e consequente desperdício de tempo e dinheiro. Dado o alto custo envolvido em um ferramental de estampagem de um componente, bem como o longo tempo de construção, torna-se premente uma maior precisão nos resultados de simulação virtual, de forma a descobrir e corrigir os problemas nas fases iniciais do projeto do produto.

Amplamente utilizados nas indústrias aeronáutica, automobilística e de utensílios em geral, os processos mecânicos de conformação de chapas metálicas têm sua grande popularidade associada à elevada produtividade, alta confiabilidade, baixos custos, baixo consumo de insumos e alta relação resistência mecânica/peso de seus produtos. Entre os processos empregados pelo setor destaca-se principalmente a estampagem, que hoje é o mais amplamente difundido (DOYLE *et al.*, 1978; DIETER, G., 1984; LINDENBERG, R., 1990).

Na estampagem as operações são normalmente realizadas a frio e produzem peças côncavas de paredes finas, partindo-se de uma chapa metálica que sofre alongamento em pelo menos uma direção, sendo comumente comprimida na outra (DOYLE *et al.*, 1978). O termo estampagem é, entretanto, geral, podendo ser aplicado a um grande número de operações executadas em uma prensa com o uso de matrizes e punções. Alguns autores (DOYLE *et al.*, 1978; DIETER, G., 1984; LINDENBERG, R., 1990) diferenciam, dentro da estampagem, os processos de embutimento e estiramento. O embutimento distingue-se do estiramento porque neste as extremidades da chapa são travadas entre o punção e a matriz, restringindo a deformação à área dentro da matriz. Já no embutimento, permite-se o fluxo do material das regiões externas à peça final, em direção às paredes desta peça.

A distribuição das deformações principais é característica em cada processo. No estiramento a distribuição das deformações principais no plano da chapa (ε_1 e ε_2) pode ser descrita como $\varepsilon_1 \geq \varepsilon_2 > 0$ e no embutimento como $\varepsilon_1 > 0$ e $\varepsilon_2 < 0$.

Há grande interesse econômico em descrever e prever a trabalhabilidade dos metais quando sujeitos a tensões de deformações durante operações de conformação. Entretanto, como Dieter (1984) salienta, uma vasta faixa de informação científica é necessária para determinar a facilidade e o limite até o qual um metal pode ser conformado através da deformação plástica. Controvérsias existem até mesmo para determinar o evento que caracteriza o limite de conformação, que para alguns autores é caracterizado pela fratura e, para outros, pelo início da deformação localizada, ou seja, pela formação de estricção. De forma geral, entretanto, os autores (DOYLE *et al.*, 1978; DIETER, G., 1984; LINDENBERG, R., 1990) buscam caracterizar este limite como o momento em que o material muda de um estado estável para instável, no qual a deformação não mais é controlada e a fratura não pode ser evitada.

Recentemente, devido aos avanços computacionais, as relações matemáticas (COCKCROFT e LATHAM, 1968; BROZZO *et al.*, 1978; OYANE *et al.*, 1980) propostas para simular os critérios de fratura dúctil têm sido utilizadas conjuntamente com o emprego de métodos de elementos finitos para simular numericamente o processo de conformação mecânica de chapas (DAVIS, E., 1963; TAKUDA *et al.* 1997; TAKUDA *et al.*, 1999; PARMAR e MELLOR, 1978).

Durante a estampagem de chapas vários fenômenos físicos ocorrem com a mudança de forma. A variação de espessura é o efeito mais óbvio, o qual provoca aumento e redução de espessura nas áreas onde ocorrem as deformações. Outros efeitos como tensão residual e encruamento também acontecem com a deformação. Todos estes efeitos têm influência nas análises subsequentes, como por exemplo, na análise estrutural, avaliação de rigidez e previsão de vida em fadiga (WU-RONG *et al.*, 2009). Normalmente nas análises de MEF esses efeitos não são levados em consideração. Mesmo as variações de espessuras, que podem atingir até 20% da espessura original, não são levadas em consideração (WU-RONG *et al.*, 2009). Vários efeitos secundários de estampagem são classificados de acordo com sua influência sobre o comportamento da peça em serviço, na sua vida de fadiga e na redução de peso (MARRON e PATOU, 1998).

A razão técnica pela qual se adota espessura nominal e encruamento zero nas simulações de peças fabricadas em análise de vida em fadiga é muitas vezes em função da heterogeneidade entre os códigos utilizados na simulação de estampagem e análise de fadiga. Em função da não-linearidade que acompanha o processo de estampagem (geométrica, por força das grandes deformações e tensões envolvidas; material, em virtude da deformação plástica; e de contorno, em função da complexidade de contato envolvida), a simulação numérica de estampagem requer um código de MEF não linear implícito (p.ex. AUTOFORM) ou explícito (p.ex. LS-Dyna e PAM-STAMP). As características dos elementos utilizados na malha para simulações de estampagem é diferente das utilizadas para as análises estruturais, especialmente pela diferença de resultado que se espera obter em cada uma dessas análises. Assim, o modo de organização diferente dos dados utilizados entre os códigos de estampagem e estrutural muitas vezes torna difícil obter os efeitos de estampagem e ainda aplicar estes efeitos na predição posterior de vida em fadiga. Isso já foi contornado em alguns casos, como por exemplo, para o software comercial AUTOFORM.

Algumas pesquisas experimentais têm mostrado que os efeitos de mudança de espessura e encruamento causados pelo processo de estampagem obviamente têm uma influência significativa sobre a vida em fadiga. Khan e Hadfield (2007) apresentaram os resultados experimentais das medições de tensão residual sobre componentes cerâmicos falhados e concluíram que tensões residuais compressivas em rolamentos lubrificados ajuda a melhorar a

vida de fadiga dos elementos estruturais. Pesquisa similar foi realizada por Chien *et al.* (2005) para compreender a influência das tensões residuais induzidas pelo processo de laminação *fillet rolling* sobre o processo de fadiga de uma seção do virabrequim em ferro fundido dúctil sob flexão. Han *et al.* (2006), Ryosuke *et al.* (2006), Costa *et al.* (2005), Zapatero *et al.* (2008), Nagapadmaja *et al.* (2008), Li *et al.* (2006), Aytekin (2005) também mostraram em suas investigações experimentais a influência e os efeitos da estampagem na vida em fadiga. No entanto, os usuários do MEF normalmente não levam esses efeitos em consideração para a predição da vida em fadiga.

1.2. Objetivos e Justificativa

As ferramentas virtuais exercem um papel fundamental de auxílio ao desenvolvimento de produto. Schacher (1997) resumiu de maneira simples e direta a atual pressão na indústria automotiva para novos desenvolvimentos: “No passado 3 novos modelos eram lançados a cada 10 anos e atualmente são lançados ao menos 10 novos modelos a cada 3 anos”. Essa redução drástica no tempo de desenvolvimentos, sem que haja perda no padrão de qualidade, aliada à forte tendência de redução de consumo de combustível dos veículos, fazem com que as montadoras devam rever seu procedimento de desenvolvimento de novos produtos.

Com o aumento da capacidade de processamento dos computadores e consequente possibilidade de consideração de mais variáveis na simulação, a precisão das análises virtuais tende a aumentar significativamente. Isso pode auxiliar a tarefa dos engenheiros de produto, de forma a diminuir testes experimentais longos e permitindo a diminuição do tempo total de desenvolvimento. Entretanto, as simulações dentro do ambiente de projeto devem prever a utilização de novos dados de entrada, especialmente os efeitos de processos, de forma a aumentar a proximidade entre virtual e real e, consequentemente, aumentar a precisão das simulações.

O modelo usualmente empregado em simulação durante as fases iniciais de desenvolvimento levam em consideração geometrias e materiais homogêneos, ou seja, sem efeitos de variação da geometria ou do material que acontecerá no produto após o processo de fabricação.

Dessa maneira, o presente trabalho busca demonstrar como as variáveis de processo podem afetar a vida de um componente automotivo. O objeto de estudo é um coletor de exaustão automotivo, peça proveniente de processo de estampagem e que trabalha em um regime de solicitações mecânicas e térmicas severas.

Os efeitos do processo de estampagem que mais influenciam a vida em fadiga desse componente são os aumentos e reduções na espessura nominal, as deformações plásticas e as tensões residuais. Entretanto a dificuldade e a complexidade em inserir esses efeitos de processo nas simulações estruturais e no cálculo de vida são muito grandes, muito em função da necessidade de entendimento da relação desses fatores com a temperatura de trabalho do componente. Por exemplo, regiões onde ocorrem encruamento, ou seja, grandes deformações plásticas no material que tendem a aumentar a resistência mecânica, quando submetidas à alta temperatura de serviço podem tender à recristalização dos grãos encruados, comprometendo tal ganho em resistência. Entendimento similar é preciso para o efeito das tensões residuais, seja ele benéfico ou não, que é diminuído com a exposição à temperatura.

Face ao exposto, apenas o efeito da espessura foi considerada como influência de processo a ser considerada na simulação estrutural e no cálculo de fadiga.

O objetivo deste trabalho é a aplicação de um modelo pelo Método dos Elementos Finitos que inclua os efeitos da variação de espessura provenientes do processo de estampagem para a análise de vida em fadiga de um componente do sistema de exaustão automotivo.

Apesar do problema estudado neste trabalho ser resumido a apenas uma variável de processo, espera-se contribuir para o entendimento de que os efeitos de processo devem sempre que possíveis serem consideradas durante as fases de desenvolvimento, de forma a buscar uma maior precisão nos resultados de cálculo.

1.3. Descrição da Dissertação

Neste trabalho é apresentado e avaliado um modelo, pelo Método dos Elementos Finitos (MEF), que inclui os efeitos da variação de espessura provenientes do processo de estampagem para o cálculo de vida em fadiga de um componente do sistema de exaustão automotivo.

No primeiro capítulo é feita uma introdução do tema estudado e as justificativas e objetivos do trabalho são apresentados.

O segundo capítulo traz a revisão bibliográfica onde são abordados os principais conceitos da estampagem, do Método dos Elementos Finitos e da Fadiga dos Metais.

A parte experimental do trabalho está dividida nos três capítulos subsequentes. O terceiro capítulo apresenta o componente estudado, os softwares utilizados e como foram realizadas as medições reais. No quarto capítulo são apresentados os resultados das simulações e análises realizadas e no quinto capítulo são feitas as discussões desses resultados.

Finalmente no sexto capítulo são apresentadas as conclusões do trabalho e recomendações para trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo é apresentada uma breve revisão da literatura com foco nos conceitos utilizados neste trabalho. Primeiramente são apresentados os conceitos da estampagem de chapas, item 2.1, onde são abordados os principais pontos característicos deste processo de fabricação. Posteriormente é feita uma introdução sobre o método dos elementos finitos (MEF) no item 2.2, onde são descritos os tipos de análises que foram utilizadas neste trabalho. Por fim, no item 2.3 são apresentados os conceitos de fadiga dos metais.

2.1. Estampagem de Chapas

Uma das características principais do processo de conformação mecânica dos metais é a mudança das formas geométricas dos corpos trabalhados. Dentre os processos de conformação mecânica pode-se citar: extrusão, trefilação, laminação a quente e a frio, forjamento e a estampagem.

A estampagem é utilizada na produção de peças metálicas estruturais complexas nas indústrias automobilística e aeronáutica. O processo de estampagem de chapas consiste normalmente na utilização de uma matriz, de um prensa-chapas e um punção, todos acoplados a uma prensa hidráulica ou mecânica. A Figura 2.1 (CIMM, 2011) ilustra o processo de estampagem profunda. A função da matriz é receber a chapa metálica e dar a forma final da peça. O prensa-chapas ou sujeitador têm a função de evitar a formação de rugas na peça e ou no flange, restando a chapa metálica de forma a induzir seu estiramento. O flange é a região da chapa presa entre o prensa-chapas e a face horizontal da matriz. O punção força a chapa a entrar na matriz, dando-lhe a forma final. Além deste componente, em muitos processos são utilizados óleos lubrificantes sobre pontos localizados da chapa, com a função de reduzir o atrito entre os metais nestes pontos.



Figura 2.1 - Esquema do processo de estampagem profunda (CIMM, 2011)

2.1.1. Modos de Deformação

As tensões atuantes em um material durante o processo de conformação podem ser complexas. Uma forma de simplificar é considerar as tensões principais em uma das superfícies, durante a estampagem. Considerando uma geometria simétrica axialmente para o punção e a matriz, como na Figura. 2.2, as tensões têm as direções radial (σ_r), circunferencial (σ_θ) e normal ao plano da chapa (σ_2). As tensões no plano da chapa (σ_1 e σ_3) correspondem aos esforços internos resultantes da força aplicada pelo punção no material.

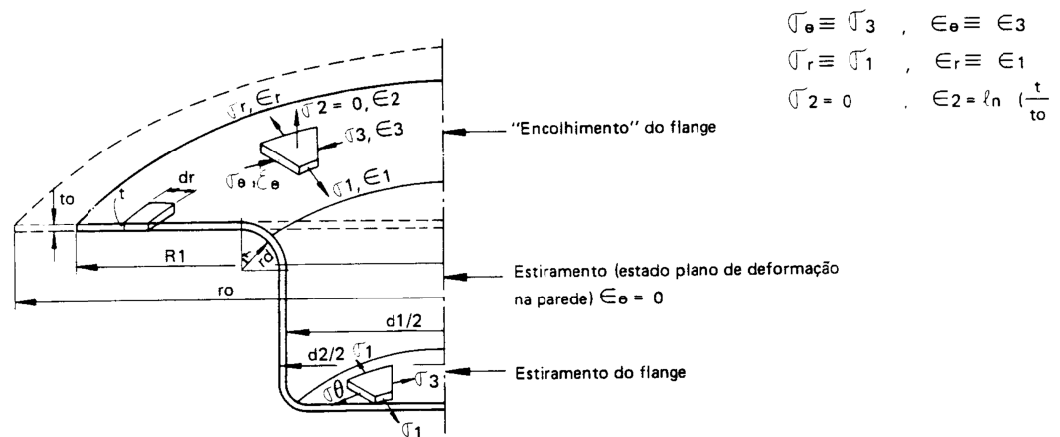


Figura 2.2 - Tensões e deformações nas várias regiões da peça durante a conformação de um copo metálico (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984).

As tensões no plano da chapa podem ser de tração ou de compressão, dependendo da geometria das ferramentas e da região analisada. A conformação de um copo metálico pode ser

tomada como um exemplo simples de estampagem. Na região onde está atuando o prensa-chapas, a tensão radial é de tração e a circunferencial de compressão. Estes esforços fazem com que a chapa diminua de diâmetro durante o movimento para dentro da matriz. Na parede lateral do copo, os esforços são de tração na direção radial ($\sigma_1 \equiv \sigma_r =$ tração) e nulos na direção circunferencial ($\sigma_3 \equiv \sigma_\theta = 0$). Portanto, nesta situação o material apresenta um estado plano de deformação, onde ele se deforma apenas nas direções radial e a circunferencial. O estado plano de deformação é encontrado na parede lateral devido ao fato de se terem deformações somente em duas direções ($\epsilon_r = \epsilon_t \neq 0$; $\epsilon_\theta = 0$). Na região próxima ao centro da chapa, onde atua o punção, a tensão radial e a circunferencial são ambas de tração. A tensão normal (σ_2) é desconsiderada em função de não haver restrição oposta à região de apoio do punção. Na região do flange externo a tensão normal é menor em módulo do que as tensões no plano da chapa; a tensão circunferencial é maior em módulo do que a radial, o que gera um aumento no valor da espessura.

Os estados de deformação na estampagem podem variar entre o estiramento biaxial, o estado plano de deformação e o embutimento. No primeiro caso, as deformações principais no plano da chapa são ambas positivas. O segundo estado é caracterizado por ocorrer, no plano da chapa, uma deformação principal positiva e outra nula. No último estado, o material terá deformações principais positiva e negativa no plano da chapa.

Quanto às deformações, pode-se classifica-las em três modos básicos: estiramento, dobramento e encolhimento do *blank*. Existem também outros estados característicos de deformação por flangeamento e dobramento. A Figura 2.3 mostra os modos de conformação.

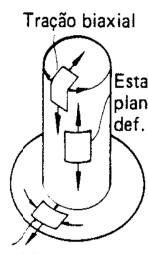
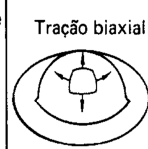
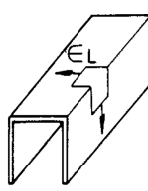
Método de conformação	Estampagem combinada	Estiramento	Flangeamento	Dobramento
Condições de Deformação	Tração biaxial  Estado plano de def. Encolhimento do flange	Tração biaxial 	Expansão do furo Estado plano de deformação  $\epsilon_\theta \neq 0$ $\epsilon_r = 0$	 Estado plano de deformação $\epsilon_w = 0$ $\epsilon_L \neq 0$

Figura 2.3 - Classificação dos modos de conformação (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984).

2.1.2. Testes

Para avaliar o material para a estampagem, utilizam-se três grupos de testes: simulação, propriedades mecânicas e de severidade. Os testes de simulação avaliam a chapas metálicas de acordo com o modo de deformação. Entre os mais conhecidos estão o teste Erichsen e o teste Bulge para estiramento; teste Swift para estampagem profunda; teste Fukui para deformação combinada; teste KWI (Kaiser Wilhelm Institut) para flangeamento; teste de dobramento.

O segundo grupo de testes, visando avaliar as propriedades mecânicas, é feito principalmente pelo ensaio de tração, onde são estabelecidas as seguintes propriedades:

- Limite de escoamento (LE);
- Limite de resistência (LR);
- Alongamento total (A);
- Fator de encruamento (n);
- Coeficiente de resistência (k);
- Coeficiente de anisotropia de Lankford (R).

Outra propriedade de grande importância que é obtida através do ensaio de tração é a curva tensão-deformação verdadeira ou de engenharia para o material.

O terceiro grupo de testes é feito comparando a curva limite de conformação (CLC) específica de uma chapa metálica com os resultados de deformação obtidos durante a aplicação.

A seguir será feita uma pequena revisão conceitual sobre algumas propriedades mecânicas.

2.1.3. Módulo de Elasticidade

Módulo de elasticidade do material é definido como a relação entre a tensão aplicada e a deformação sofrida pelo corpo na região de deformação elástica. Segundo Malloy e Picherin (1972) dependendo do carregamento aplicado, o módulo de elasticidade possui as seguintes denominações:

1. Tensão com direção uniaxial (tração ou compressão): Módulo de Young ou módulo de

- elasticidade (E);
- 2. Direção de cisalhamento: Módulo de rigidez (G);
- 3. Pressão hidrostática: Bulk módulo (K).

2.1.4. Ensaio de Tração

As propriedades apresentadas a seguir são obtidas a partir do ensaio de tração. O Limite de Escoamento (LE) é o valor máximo de tensão que não produz deformação residual do material após seu descarregamento. Neste caso, o material permanece no regime elástico, ou seja, com a retirada do carregamento o material retorna à sua forma original sem tensões ou deformações residuais. Por convenção, o limite de escoamento é definido como sendo a carga que produz 0,2% de deformação plástica residual. Este limite é definido assim devido à dificuldade em se localizar o início da deformação plástica do metal, pois nem todos apresentam claramente patamar de escoamento (CIMM, 2011).

O patamar de escoamento caracteriza-se pelo alongamento do material, sem que a carga aumente. Percebe-se até uma pequena variação da carga nesse ponto e o corpo-de-prova pode mostrar alterações superficiais visíveis a olho nu. Algumas linhas aparecem na superfície do corpo-de-prova, inclinadas de cerca 45° em relação ao eixo de aplicação de carga, denominadas bandas de Lüders. O fenômeno do patamar de escoamento, encontrado inicialmente em aços de baixo carbono, foi verificado também em monocristais de ferro, cádmio, zinco e alumínio e em poli cristais de molibdênio, titânio e ligas de alumínio (FERNANDES, 1999). Atribui-se este fenômeno à presença de pequena quantidade de impurezas intersticiais que barram as deslocamentos. Uma tensão mais elevada é requerida inicialmente para mover essas deslocamentos do que para manter o seu movimento (HOSFORD, 1983 e REED-HILL, 1973).

Durante o processo de produção de aços, a presença de patamar de escoamento em aços para a estampagem pode produzir defeitos superficiais conhecidos como *Stretcher Strains*, que são bandas de Lüders incompletas (Figura 2.4). Estas linhas são particularmente aparentes em regiões onde a deformação plástica é pequena. Para evitar este tipo de defeito superficial, uma alternativa é utilizar materiais sem patamar de escoamento. Para materiais com patamar, como os aços de baixo carbono, aplica-se uma pequena deformação plástica à chapa de metal antes da

estampagem, denominada de passe de encruamento (HOSFORD, 1983 e REED-HILL, 1973).

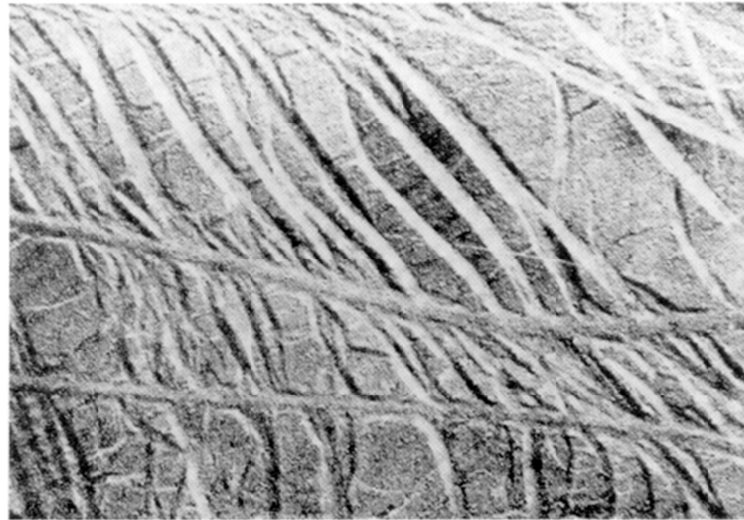


Figura 2.4 - *Stretcher Strains* em uma chapa de aço 1008 (HOSFORD, 1983).

A deformação de um sólido é definida a partir do deslocamento de seus pontos, de tal maneira que exclua os movimentos de corpo rígido, tais como translação e rotação. Considere-se o corpo definido na Figura 2.5, onde l_0 é comprimento entre os dois pontos A e B. Se sob carregamento, o ponto A move-se para o ponto A', o ponto B para o B' e todos os pontos do sólido entre estas duas extremidades movem-se de maneira similar, a deformação existirá se o comprimento final da linha for diferente do inicial. Do contrário, ocorre movimento de corpo rígido (REIS, 2002).

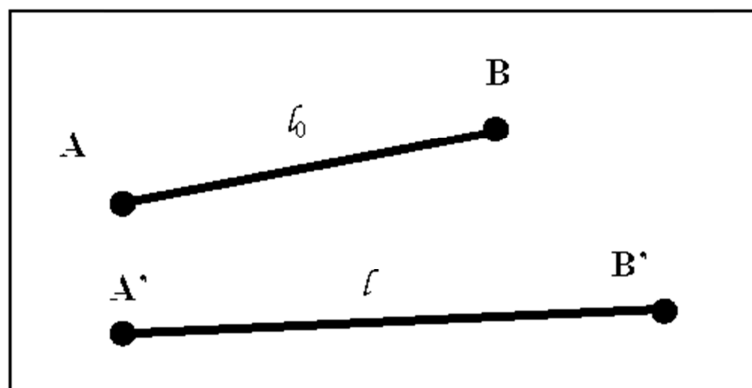


Figura 2.5 - Translação, rotação e deformação de uma linha (REIS, 2002).

A deformação de engenharia, ou deformação convencional, é definida como:

$$e = \frac{l - l_0}{l_0} = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (2.1)$$

Deve-se utilizar para grandes deformações uma unidade mais adequada (HOSFORD, 1983). Assim, o incremento de deformação verdadeira é definido como sendo a razão entre o incremento do comprimento pelo comprimento corrente:

$$d\varepsilon = \frac{dl}{l} \quad (2.2)$$

Assim a deformação verdadeira, também chamada de deformação natural ou logarítmica, é calculada como:

$$\varepsilon = \ln \frac{l}{l_0} \quad (2.3)$$

A conveniência desta unidade está em que:

- As deformações equivalentes na tração e na compressão são idênticas, exceto pelo sinal;
- As deformações verdadeiras são somadas, sendo que a deformação total é igual à soma dos incrementos de deformações.

A relação entre as duas deformações, verdadeira e de engenharia, é dada pela seguinte fórmula:

$$\varepsilon = \ln(1 + e) \quad (2.4)$$

Esta equação é válida somente até a carga máxima de um ensaio de tração. A partir daí, as deformações ficam concentradas na região da estricção, e a deformação de engenharia, que envolve toda a seção, não pode ser usada para a conversão entre as deformações. Para contornar este problema, utiliza-se a medida da variação da área de seção na estricção. Assim:

$$d\varepsilon = \frac{dl}{l} = -\frac{dA}{A} \quad (2.5)$$

e a deformação verdadeira pode ser calculada como:

$$\varepsilon = \ln \frac{A_0}{A} \quad (2.6)$$

sendo : A_0 – área inicial

A – área instantânea

As medidas de tensão são definidas da mesma forma como as unidades de deformação. A tensão de engenharia é a razão entre o carregamento e a área inicial. Para tensão verdadeira, a área considerada é a área instantânea associada com o carregamento aplicado. Assim sendo:

$$S = \frac{F}{A_0} \quad (2.7)$$

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad (2.8)$$

onde: S – tensão de engenharia
 σ - tensão verdadeira
 F – força aplicada

Para muitos metais dúcteis, isentos de encruamento anterior ao ensaio de tração, a tensão verdadeira na região plástica é adequadamente descrita pela expressão:

$$\sigma = k \cdot \varepsilon^n \quad (2.9)$$

onde: σ - tensão de escoamento (verdadeira)
 k – coeficiente de resistência
 ε - deformação plástica (verdadeira)
 n – coeficiente de encruamento

Algumas vezes a equação (2.9) não descreve adequadamente a relação tensão-deformação de um material. Desta forma, utiliza-se a equação (2.10), segundo HOSFORD (1983).

$$\sigma = k(\varepsilon_0 + \varepsilon)^n \quad (2.10)$$

onde: σ - tensão de escoamento (verdadeira)
 k – coeficiente de resistência
 ε_0 - deformação efetiva inicial
 ε - deformação plástica (verdadeira)
 n – coeficiente de encruamento

2.1.5. Anisotropia Mecânica

A característica de o material possuir propriedades diferentes em relação à direção considerada é denominada anisotropia mecânica. Uma importante causa de anisotropia é a textura cristalográfica, ou seja, uma tendência estatística de orientação cristalográfica dos grãos do metal, obtida durante o processo de laminação de chapas. A anisotropia normal é avaliada pelo coeficiente de Lankford (parâmetro R), que é a razão entre as deformações plásticas na largura (ε_w) e na espessura (ε_t) em um corpo-de-prova no ensaio de tração simples.

$$R = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t} \quad (2.11)$$

Materiais isotrópicos possuem o valor de R igual à unidade, indicando que as deformações na largura e espessura são iguais ($\varepsilon_w = \varepsilon_t$).

No caso do embutimento, desejam-se valores elevados de R, pois quanto mais elevado for o seu valor, menor será a redução de espessura do *blank* durante o embutimento. Normalmente, o valor do coeficiente de anisotropia normal é obtido através da média ponderada das medidas em três orientações específicas no plano da chapa. Estas direções formam ângulos de 0°, 45° e 90° com a direção de laminação da chapa (Figura 2.6), e o valor médio é:

$$\bar{R} = \frac{1}{4} (R_{0^\circ} + 2R_{45^\circ} + R_{90^\circ}) \quad (2.12)$$

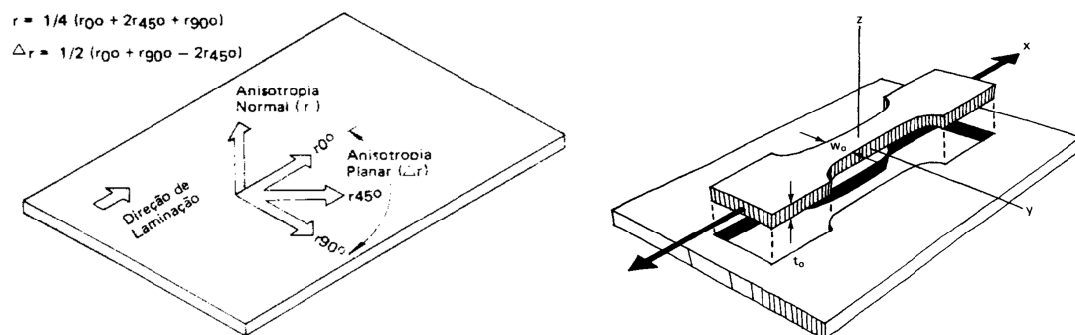


Figura 2.6- Amostragem de corpo-de-prova para obtenção do coeficiente de Lankford (R).

Como pode ser observado na Figura 2.7, as bordas dos copos após um processo de

estampagem profunda não são totalmente planas. Na verdade, existem pontos em que a altura da borda é maior. Este resultado é conhecido como orelhamento (*earing*). A anisotropia planar é responsável pelo aparecimento do orelhamento do material em peças embutidas é avaliada pelo coeficiente ΔR , calculado da seguinte maneira:

$$\Delta R = \frac{1}{2}(R_{0^\circ} + 2R_{45^\circ} + R_{90^\circ}) \quad (2.13)$$

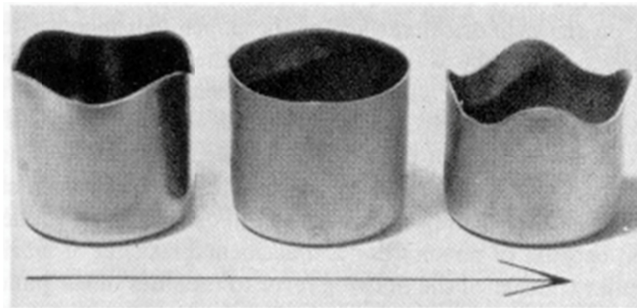


Figura 2.7- Orelhamento de três diferentes chapas de cobre (a seta indica a direção de laminação da chapa) (HOSFORD, 1983).

O orelhamento correlaciona-se bem com o coeficiente ΔR . Quando $\Delta R > 0$, as orelhas se formam a 0° e 90° da direção de laminação. Quando $\Delta R < 0$ a orelha ocorre próximo a 45° com essa direção.

O valor de R tem um claro efeito na estampagem profunda, sendo que quando maior seu valor, menor será a diminuição da espessura da chapa. Já o coeficiente de encruamento (n) tem grande influência no modo de deformação por estiramento biaxial. Ele pode ser visto como um fator de distribuição de deformação ao longo da chapa. Se o material tem um valor n elevado ele possui boa capacidade de endurecer. Então uma região mais deformada estará mais endurecida, o que promoverá a distribuição das deformações. Isto é sensível no caso de estiramento por punção sólido, onde a lubrificação é difícil, ocorrendo variações nas deformações. Sendo assim, um alto valor de n possibilita grandes variações na espessura sem ocorrência de estricções localizadas.

De uma maneira geral, as propriedades mecânicas desejadas para o processo de estampagem são:

- Um alto valor de anisotropia normal (R);

- O valor de encruamento (n) elevado;
- Baixo limite de escoamento, combinado com alto limite de resistência;
- Alta ductilidade;
- ΔR próximo de zero;
- A inexistência de patamar de escoamento;
- Resistência ao envelhecimento.

O baixo limite de escoamento é desejado para facilitar o início da estampagem. A alta ductilidade e a alta resistência são necessárias para grandes deformações sem a ocorrência de ruptura do material. O último dos itens listados é muito importante porque a peça estampada tem grandes gradientes de deformação, podendo apresentar defeitos superficiais localizados nas regiões de pouca deformação.

O conhecimento obtido sem o estudo sistemático e o modelamento do processo de estampagem não gera grandes avanços tecnológicos como os requisitados pelas indústrias. Por isso, ao longo dos últimos anos, muitos grupos de pesquisa investem no aprimoramento e análise dos processos de estampagem, com base no conhecimento científico. As várias linhas de pesquisa indicam a necessidade de maior integração no estudo entre as variáveis de processo e as propriedades mecânicas dos metais usados. Uma destas linhas é a da simulação numérica usando elementos finitos (REIS, 2002).

2.2. Método de Elementos Finitos (MEF)

O desenvolvimento do método de elementos finitos (MEF) como uma ferramenta de análise na indústria começou, essencialmente, com o advento dos computadores eletrônicos digitais. Para se conseguir uma solução numérica de uma estrutura ou um problema contínuo é necessário estabelecer e resolver equações algébricas que governam o sistema. Utilizando o método de elementos finitos em um computador, torna-se possível resolver as equações que governam um problema complexo de forma muito eficiente (BATHE, 1982).

O MEF foi inicialmente desenvolvido na engenharia aeronáutica para análise de problemas

estrutural de asas de avião. Posteriormente, o método foi aplicado igualmente com sucesso para solução de outras classes de problemas da engenharia (BATHE, 1982).

Determinar a época exata no qual o MEF foi desenvolvido é difícil, porém as raízes do método podem ser traçada a partir de três grupos distintos de pesquisadores: matemáticos, físicos e engenheiros. Contribuições originais importantes apareceram em artigos publicados (ARGYRIS, 1955 e TURNER, 1956). O nome de elementos finitos foi atribuído no artigo publicado por Clough (1960), no qual a técnica foi apresentada para análise de planos de tensões. Desde então, um número elevado de pesquisas foram dedicadas ao melhoramento e aperfeiçoamento da técnica, surgindo um grande número de publicações do MEF até o presente (BATHE, 1982).

O método dos elementos finitos considera a estrutura dividida em partes ou elementos que não são infinitesimais, unidos entre si em pontos nodais, onde se supõem concentradas todas as forças de ligação entre os elementos, sendo as solicitações e deformações discretizadas nos nós. Entretanto, considera-se o comportamento elástico e mecânico de cada elemento da estrutura equivalente ao dos elementos infinitesimais da solução clássica. A composição desses elementos de tamanho finito, para construir a estrutura considerada, dá lugar a um sistema de equações tratado por via matricial.

O processo de análise por elementos finitos é esquematizado na Figura 2.8 (BATHE, 1996). Idealizar um problema físico por um modelo matemático requer hipóteses que conduzem a um conjunto de equações diferenciais que governam o modelo matemático. Sendo o método dos elementos finitos um procedimento numérico, é necessário considerar-se a precisão da solução.

Para problemas de análise linear, a técnica é amplamente aplicada como uma ferramenta de projeto. Porém para uma aceitação similar em situações não-lineares, como no caso da simulação de estampagem, dois fatores são avaliados. Primeiramente, observa-se um aumento na quantidade de operações numéricas associadas com problemas não-lineares e, desta forma, potência considerável dos computadores é necessária para a redução do tempo de análise. O desenvolvimento de melhorias nas características dos elementos, algoritmos não-lineares mais eficientes e experiências obtidas com sua aplicação para soluções de problemas de engenharia têm certificado que a análise não linear através do MEF pode ser realizada com confiabilidade (HINTON e OWEN, 1979 SMITH e GRIFFITHS, 1982). Outro ponto importante é a

possibilidade de integração entre as diversas análises pelo MEF, como por exemplo, análise de estampagem e análise estrutural, fazendo com que variáveis de processo possam ser aplicadas ao longo da cadeia de simulações e culminando com uma melhoria no modelo de cálculo.

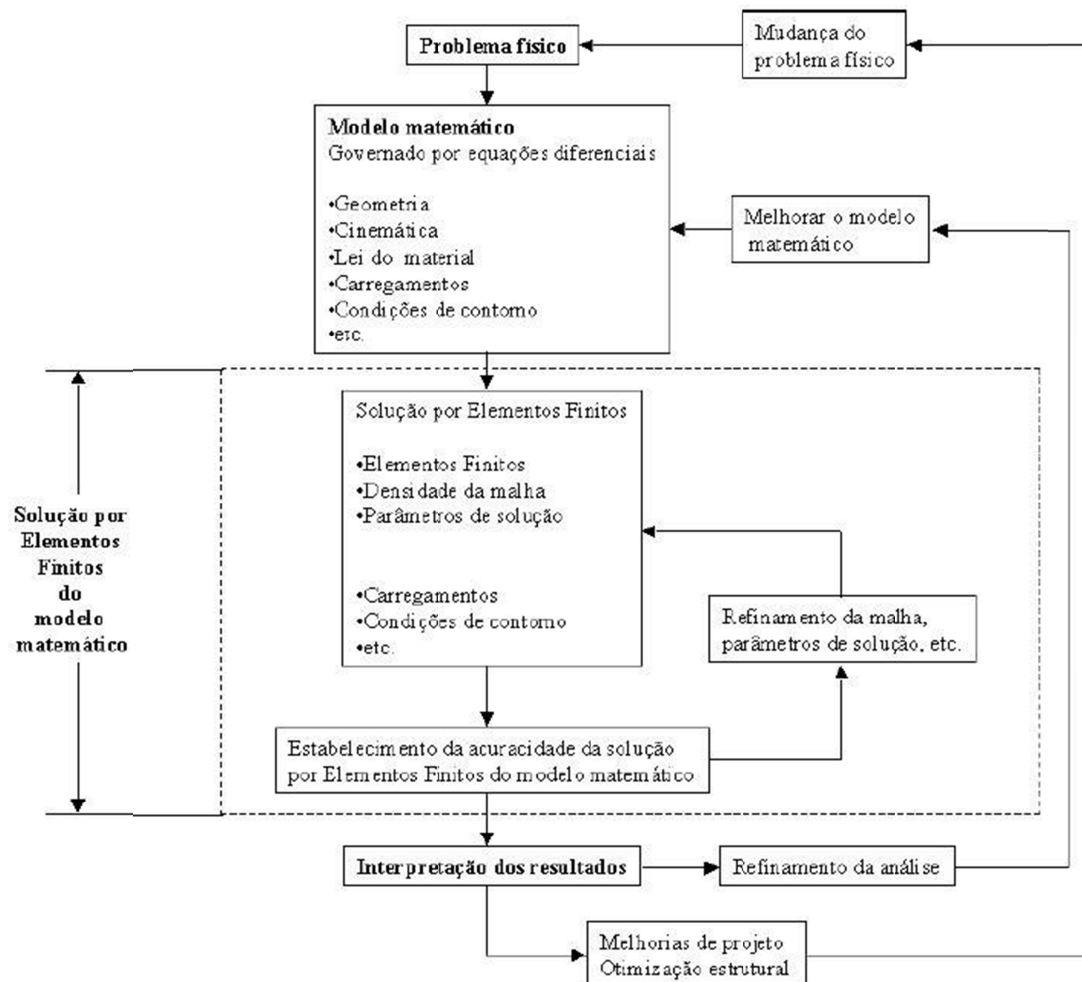


Figura 2.8 – Esquematização do processo de análise por elementos finitos (BATHE, 1996).

2.2.1. MEF aplicado à Análise Estrutural

2.2.1.1. Análise Linear Estática

As cargas externas quando aplicadas a um corpo induzem forças e reações internas, que permitem a esse corpo retomar um estado de equilíbrio. A análise estática linear calcula

deslocamentos, deformações, tensões e forças de reação sob o efeito de cargas aplicadas.

A análise linear é baseada em hipóteses estáticas e de linearidade e, portanto, é válida enquanto essas hipóteses forem válidas. Quando uma (ou mais) dessas hipóteses falha, a análise linear produz previsões erradas e a análise não linear deve ser utilizada como modelo das não-linearidades (SOLIDWORKS, 2011).

A análise linear estática adota as seguintes hipóteses:

- **Condição estática.** Todas as cargas são aplicadas até atingirem suas totais magnitudes. Após atingirem a magnitude total, as cargas permanecem constantes (não variam com o tempo). Esta pressuposição nos permite ignorar forças de inércia e amortecimento causadas por acelerações e velocidades de valor desprezível. Cargas que variam com o tempo, que induzem grandes forças de inércia e/ou amortecimento podem exigir a análise dinâmica. Cargas dinâmicas se alteram com o tempo e, em muitos casos, induzem forças inerciais e de amortecimento de intensidade considerável que não podem ser desprezadas.
- **Condição de linearidade.** A relação entre cargas e as respostas induzidas são lineares. Por exemplo, se você duplicar as cargas, a resposta do modelo (deslocamentos, deformações e tensões) também será duplicada (Figura 2.9a). A condição de linearidade é atendida se:
 - Todos os materiais do modelo estão de acordo com a Lei de Hooke (Figura 2.9b), que afirma que a tensão é diretamente proporcional à deformação;
 - As condições de limite não variam durante a aplicação das cargas. As cargas precisam ser constantes em magnitude, direção e distribuição. Elas não devem sofrer alteração enquanto o modelo está sendo deformado.

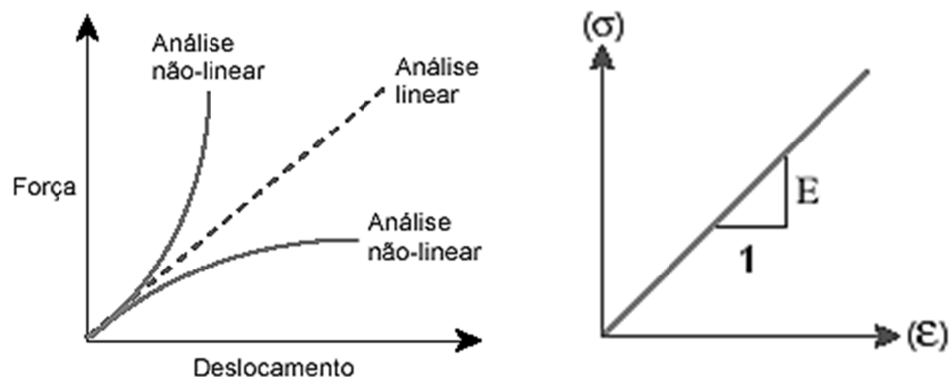


Figura 2.9 – a) Condição de linearidade entre força e deslocamento e b) Lei de Hooke

Baseada nas hipóteses apresentadas, a fórmula utilizada na análise linear é a seguinte:

$$[K]\{u\} = \{f\} \quad (2.14)$$

onde: $[K]$: matriz de rigidez

$\{u\}$: vetor de deslocamento

$\{f\}$: vetor de carga.

A solução produz deslocamentos e tensões constantes no tempo.

2.2.2. MEF aplicado à Conformação de Chapas

Os desenvolvimentos aplicados à simulação da conformação de chapas pelo Método dos Elementos Finitos começaram apenas cinco anos após a simulação de conformação de sólidos. Isto aconteceu especialmente pelas diferenças básicas entre os dois processos (TEKKAYA, 2000). Geometricamente, na conformação de chapas o componente tem uma relação superfície/volume maior que a conformação de sólidos.

As estruturas compostas por treliças podem ser representadas por elementos unidimensionais, estabelecendo uma relação direta entre as forças nodais aplicadas e os correspondentes deslocamentos nodais, conforme as leis da Resistência dos Materiais Elementar.

Já os problemas de conformação de chapas necessitam de representação mais complexa (elementos bi e tridimensionais), pois os efeitos dos contornos dos elementos devem ser considerados. Para isso é necessário o uso de funções de interpolação, que são curvas construídas a partir de valores conhecidos, que nesse caso são os graus de liberdade dos nós dos elementos.

Com relação à solução da matriz de rigidez, para os elementos unidimensionais o cálculo é feito aplicando-se um deslocamento unitário para cada grau de liberdade dos nós e contabilizando-se o esforço resultante. Já para o cálculo dos elementos bi e tridimensionais, a energia de deformação do elemento, cuja configuração deformada é obtida através dos pontos nodais e da função de interpolação, é igualada ao trabalho externo, sendo o cálculo mais complexo. A formulação de um elemento utiliza a notação matricial para armazenar as forças e deslocamentos na condição de equilíbrio.

Alves (2000), mostra de maneira detalhada a forma de obtenção da matriz de rigidez de diversos tipos de elementos finitos utilizados nos programas comerciais de análise via MEF, e as aplicações típicas de cada tipo de elemento.

Os programas que utilizam o MEF podem ser classificados pelo tipo de formulação e pelo tipo de integração no tempo, apresentando resultados mais adequados dependendo da resposta esperada e das grandezas envolvidas na análise. A seguir são apresentados os principais tipos de códigos para simulação de chapas, conforme encontrado em Mackinouchi (1996), Costa (2003) e Silva (2005):

- **Formulação Rígido-Plástica:** este tipo de formulação desconsidera a região elástica do material tornando a formulação e cálculo bastante simples. Porém, alguns parâmetros como o retorno elástico não pode ser calculado.
- **Elasto-plástico com aproximação estático-implícita:** neste tipo de formulação, a condição de equilíbrio quase-estática é assumida durante o processo. Com isso, a condição de equilíbrio é garantida a cada passo da integração. Pode apresentar dificuldades para convergir devido à constante modificação na condição de contato entre a ferramenta e a chapa durante as iterações. Além disso, os requisitos de memória e velocidade são relativamente altos. Este é o método utilizado no código utilizado neste trabalho para a simulação de estampagem (AUTOFORM).
- **Elasto-plástico com aproximação estático-explícita:** para evitar o problema de convergência, a matriz de rigidez é resolvida sem iteração a cada passo de integração. Entretanto, como o tamanho de cada passo de tempo é reduzido, para evitar o acúmulo de erro no processo de integração da matriz de rigidez são necessários muitos passos para completar a análise.
- **Elasto-plástico com aproximação dinâmico-explícita:** o equilíbrio dinâmico é a base dessa formulação, tendo como vantagem, o fato de que a matriz de rigidez não é necessariamente atualizada a cada passo da solução. Dessa forma, a solução de um passo de tempo pode ser obtida muito mais rapidamente que na aproximação estática. Com o intuito de obter uma solução estável com esse esquema de integração de tempo, o tamanho do incremento de tempo deve ser limitado a um valor reduzido, sendo normalmente utilizado 10^{-6} segundos. Para reduzir o tempo de cálculo, a simulação

muitas vezes é realizada com uma velocidade de punção até 100 vezes maior que a real, o que muitas vezes leva a um resultado inválido.

- Método de Análise inversa: é um método simplificado de análise pelo Método dos Elementos Finitos. Esse método de resolução parte da forma final da peça, aplicando uma malha de elementos finitos sobre a mesma e fazendo uma projeção dos nós no plano da chapa. Um algoritmo de Newton-Raphson é utilizado para modificar a posição dos nós, de forma a satisfazer o equilíbrio da peça conformada. Com esse procedimento, é possível estimar as tensões e deformações na peça final, e o formato inicial do *blank*. O método de análise inversa é de rápida resolução, e ocupa pouca memória, porém o histórico de deformações não pode ser obtido e podem ocorrer problemas de convergência.

2.3. Fadiga dos Metais

Segundo Bannantine *et. al.* (1990) fadiga dos metais é um processo que causa dano ou falha prematura em componentes sujeitos a repetidas cargas. Assim, fadiga pode ser definida como uma redução gradual da capacidade de carga do componente, pela ruptura gradativa do material, consequência do avanço quase infinitesimal das fissuras que se formam no seu interior. Este crescimento ocorre para cada flutuação do estado de tensões. As cargas variáveis, sejam cíclicas ou não, fazem com que, ao menos em alguns pontos, tenhamos deformações plásticas também variáveis com o tempo. Estima-se que ela represente a causa de até 90% das falhas de componentes de materiais metálicos.

Desde a metade do século XIX, uma classificação de cientistas e engenheiros tem feito pioneiras contribuições para entender a fadiga numa ampla variedade de materiais metálicos e não-metálicos, frágeis e dúcteis, monolíticos e compostos, naturais e sintéticos.

Abaixo estão detalhados os principais conceitos para a determinação da vida em fadiga em componentes mecânicos.

2.3.1. Diagrama de Wöhler

Segundo Suresh (1998) o estudo da fadiga nos metais tem como um dos principais colaboradores Albert Wöhler, que por volta de 1860, realizou pesquisas que conduziram a caracterização da curva S-N e determinação do conceito de limite de resistência à fadiga.

Se um corpo de prova é submetido a um carregamento cíclico, poderá aparecer uma trinca que se propagará até que um número de ciclos N_f seja alcançado. Se o teste é repetido com um carregamento cíclico de maior intensidade o número de ciclos N_f será menor. Um gráfico de tensão em função do número de ciclos N_f é obtido quando diversos corpos de prova são submetidos a diferentes amplitudes de tensão, geralmente amplitude de tensão constante e com tensão média igual a zero. O gráfico demonstrado na Figura 2.10a, é conhecido como curva S-N, inicialmente proposta por Wöhler (COLLINS,1993; BANNANTINE *et al.*, 1990).

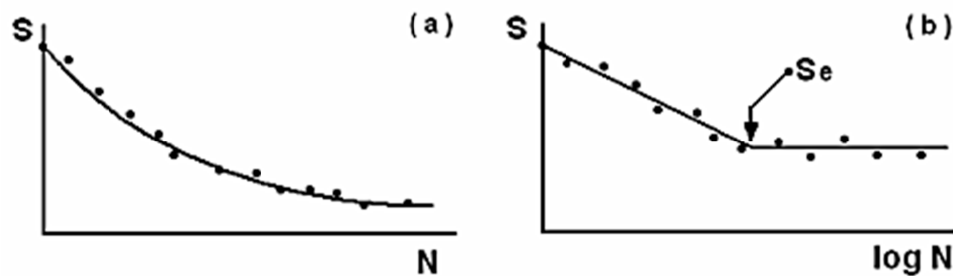


Figura 2.10 - Curvas S-N para o mesmo material com escala linear para a amplitude de tensão e com escala do número de ciclos linear em (a) e logarítmica em (b).

As curvas S-N são comumente representadas pela tensão máxima ou pela variação de tensão, e neste caso com tensões médias diferentes de zero. Devido à pequena variação do número de ciclos encontrada quando o corpo de prova é submetido a altas amplitudes de tensões, a escala do número de ciclos é geralmente cotada em escala logarítmica, conforme mostrado na Figura 2.10b.

2.3.2. Fadiga de Baixo Ciclo e Fadiga de Alto Ciclo

Conforme ilustrado na Figura 2.11, é possível notar três campos principais no diagrama de Wöhler: Fadiga de Baixo Ciclo, Fadiga de Alto Ciclo e Vida Infinita.

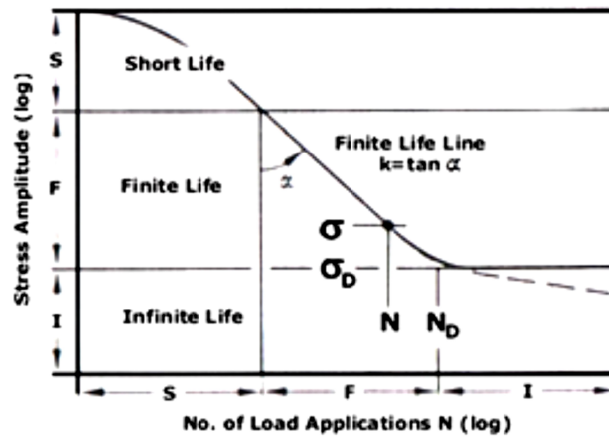


Figura 2.11 – Regiões do comportamento de fadiga (AYTEKIN, 2005)

Não existe uma definição clara para a separação entre as regiões de fadiga de baixo e alto ciclo. Entretanto, uma regra comum é a de considerar a fadiga em baixo ciclo entre 10^4 e 10^6 ciclos para a falha, sendo usualmente 10^5 . Para números de ciclo superiores, denomina-se fadiga de alto ciclo. A principal diferença entre essas duas regiões está associada às tensões e deformações envolvidas. A fadiga de alto ciclo é válida enquanto as tensões e as deformações envolvidas permanecerem no regime elástico. Já na fadiga de baixo ciclo, uma parcela considerável de deformação plástica e períodos curtos de vida à fadiga estão envolvidos.

O ponto N_D na Figura 2.11 representa o número de ciclos para uma tensão denominada Limite de Fadiga. Quando submetido a cargas abaixo desse valor de tensão, a vida do componente é considerada infinita. Esses valores são dependentes do material.

2.3.3. Efeito da Tensão Média

As curvas S-N e ϵ -N são obtidas normalmente com tensões médias iguais a zero. Apesar

disso, na maioria dos casos de fadiga acontecem sob cargas com tensão média diferente de zero.

Existem alguns estudos que relacionam a tensão média ao limite de fadiga através da utilização do limite de escoamento ou do limite de resistência do material. A Tabela 2.1 e a Figura 2.12 resumem as principais diferenças entre esses métodos (FUCHS e STEPHENS, 1980).

Tabela 2.1 Métodos de Correção da Tensão Média

Método da Tensão Média	Equação
Soderberg	$\frac{\sigma_a}{S_e} + \frac{\sigma_m}{S_y} = 1$
Goodman	$\frac{\sigma_a}{S_e} + \frac{\sigma_m}{S_u} = 1$
Gerber	$\frac{\sigma_a}{S_e} + \left[\frac{\sigma_m}{S_u} \right]^2 = 1$
Morrow	$\frac{\sigma_a}{S_e} + \frac{\sigma_m}{\sigma'_f} = 1$

σ_a amplitude de tensão; σ_m tensão média;
 σ'_f limite de fratura real; S_y tensão de escoamento
 S_u tensão de ruptura; S_e tensão limite de fadiga

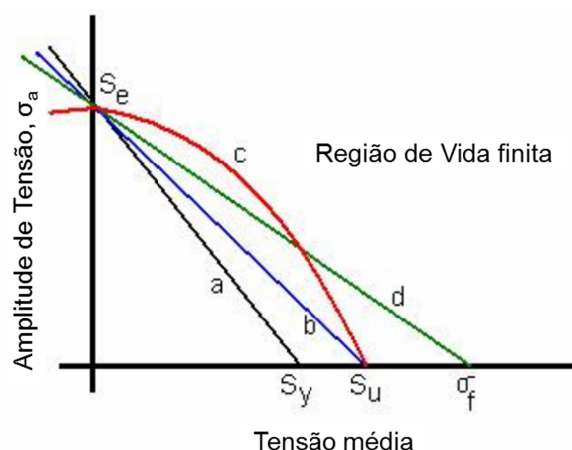


Figura 2.12 – Método de correção da tensão média: a) Soderberg, b) Goodman, c) Gerber, d) Morrow

De maneira geral, a equação de Goodman é a mais recomendada para uso geral sob condições de fadiga de alto ciclo (SURESH, 1998).

Se uma curva S-N se aproxima de uma reta, em escala log-linear, a representação matemática dessa curva pode ser aproximada pela Eq. (2.15).

$$\sigma_a = C + D \log(N_f) \quad (2.15)$$

onde C e D são constantes de ajuste.

Na equação proposta por Basquin, para uma curva S-N em escala Log-Log, onde a escala da amplitude de tensão também é cotada em escala logarítmica pode-se aproximar pela Eq. (2.16a) ou pela Eq. (2.16b):

$$\sigma_a = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (2.16a)$$

ou por:

$$\sigma_a = A N_f^B \quad (2.16b)$$

Nos dois casos as constantes de ajuste são dadas por:

$$A = 2^b \sigma'_f \quad B = b$$

b e σ'_f são propriedades do material, obtidas experimentalmente através de corpos de provas sem entalhes e com tensão média $\sigma_m = 0$ (carregamento completamente reverso).

Pela substituição da Eq. (2.16a) na Equação proposta por Morrow (Tabela 2.1) obtém-se:

$$\sigma_a = (\sigma'_f - \sigma_m)(2N_f)^b \quad (2.17)$$

A Eq. (2.17) pode ser reduzida à Eq. (2.16a) para o caso onde $\sigma_m = 0$. Com esta equação pode-se obter curvas S-N não só para $\sigma_m = 0$, como na Eq. (2.16a), mas curvas distintas para cada valor de σ_m .

Para análises de vida baseadas na deformação, os métodos mais utilizados para correção da tensão média são as equações propostas por Morrow (2.18) e Smith-Watson-Topper (2.19).

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f - \sigma_0}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.18)$$

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} \sigma_{max} = \frac{\sigma_f'^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma'_f \varepsilon'_f (2N_f)^{b+c} \quad (2.19)$$

onde $\sigma'_f, \varepsilon'_f, b, c$ são parâmetros do material e $\Delta \varepsilon, \sigma_{max}$ são parâmetros de carga.

2.3.4. Métodos de Fadiga

O método da tensão, ou fadiga de alto ciclo, é aplicável principalmente quando grandes períodos de vida à fadiga são esperados, e é válida enquanto as tensões e as deformações envolvidas permanecerem no regime elástico.

O conceito de fadiga controlada por deformação, ou fadiga de baixo ciclo, foi estabelecido por Coffin e Manson, por volta 1954. Neste conceito a análise de fadiga é desenvolvida pela combinação de deformação e número de ciclos. Este método é empregado em situações onde uma parcela considerável de deformação plástica e períodos curtos de vida à fadiga estão envolvidos. Essa abordagem tem grande aplicação em vasos de pressão, em componentes sujeitos a altas temperaturas de serviço e em estruturas sujeitas a abalos sísmicos.

Segundo Suresh (1998), por volta de 1960, Irwin utilizando estudos anteriormente realizados por Ewing e Humfrey, Inglis e Griffith, mostrou que a amplitude de tensão singular na ponta da trinca podia ser expressa em termos de uma quantidade escalar, denominada fator de intensidade de tensão. Com isto, iniciou-se o estudo da teoria da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE). A Mecânica da Fratura também pode ser usada para estimar o número de ciclos de carregamento até uma fratura ocorrer. Difere da abordagem pela tensão e pela deformação por permitir calcular o número de ciclos restantes de um componente estrutural contendo uma trinca desde que alguns parâmetros geométricos, parâmetros do material, as tensões atuantes e o tamanho inicial e o tamanho crítico da trinca sejam conhecidos.

2.3.4.1. Fadiga controlada pela Tensão (método S-N)

Conforme já destacado anteriormente, a abordagem de fadiga por tensão está baseada nos trabalhos realizados por Wöhler para as curvas S-N. A aplicação do método de fadiga controlada por tensão acontece em mecanismos sob deformações cíclicas que permanecem em regime elástico, ou seja, quando a tensão atuante é inferior ao limite de escoamento do material. Neste método a deformação plástica existente é nula ou quase nula. Os carregamentos atuantes nestes mecanismos são de baixo valor, logo, possibilitam longas vidas, ou seja, possibilitam altos

números de ciclos até a falha.

Na Tabela 2.2 é apresentada a notação utilizada para caracterizar o carregamento cíclico, com amplitude constante, juntamente com um gráfico tensão x tempo, no qual a amplitude de tensão é constante.

O objetivo para a vida infinita é garantir que a tensão em função de uma carga aplicada está abaixo de um dado valor, chamado Limite de Fadiga (ver item 2.3.2). Assim, para determinar os limites de fadiga alguns métodos experimentais, como p.ex. *staircase*, ou empíricos, como os baseados no limite de ruptura do material, são utilizados (BANNANTINE *et al.*, 1990). Neste trabalho, para a determinação do limite de fadiga, utilizou-se a relação empírica $S_e = 0,4.S_u$, que é mais conservativa que a proposta por Bannantine *et al.* (1990), $S_e = 0,5.S_u$.

Tabela 2.2 - Definições de carregamentos cíclicos com amplitude constante.

	Tensão	Deformação	Representação Gráfica
Amplitude	$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2}$	$\varepsilon_a = \frac{\varepsilon_{max} - \varepsilon_{min}}{2}$	
Média	$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2}$	$\varepsilon_m = \frac{\varepsilon_{max} + \varepsilon_{min}}{2}$	
Variação	$\Delta\sigma = \sigma_{max}$	$\Delta\varepsilon = \varepsilon_{max}$	
Razão R	$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$	$R = \frac{\varepsilon_{min}}{\varepsilon_{max}}$	
Razão A	$A = \frac{\sigma_a}{\sigma_m}$	$A = \frac{\varepsilon_a}{\varepsilon_m}$	

Embora o critério de von Mises seja largamente utilizado em análises estáticas como regra comum de avaliação do estado de tensões em cada ponto do componente, especialmente pela disponibilidade padrão desse critério nas análises pelo MEF, no caso de análise de fadiga, em geral, o uso deste critério não é correto (AYTEKIN, 2005; LU e MAKELAINEN, 2003). Outro método bastante utilizado para a análise de fadiga é a abordagem pela tensão máxima principal (AYTEKIN, 2005). Dessa forma, para as análises de fadiga das condições propostas neste trabalho, utilizou-se o critério da tensão máxima principal.

2.3.4.2. Fadiga controlada por Deformação (método ϵ -N)

O método da deformação ϵ -N considera a ocorrência de deformações plásticas significativas. As tensões e deformações que ocorrem em um componente submetido a carregamento cíclico são usadas como base para estimar a sua durabilidade.

O método ϵ -N ou Coffin-Manson foi inicialmente desenvolvido no final dos anos 50 devido à necessidade de analisar problemas de fadiga em componentes de baixa ductilidade. Ela difere da abordagem pela tensão (curvas S-N) pelo fato de considerar não só as tensões, mas também as deformações locais. Sua característica principal está no emprego da curva cíclica tensão-deformação para obtenção da curva deformação versus vida à fadiga. Os testes para a obtenção dessas curvas são feitos utilizando-se corpos de prova sem entalhes e submetidos a esforços onde o controle se dá pela deformação.

A resposta da tensão em função da deformação de um material sujeito a um carregamento cíclico pode ter a forma de uma curva de histerese como mostrada na Figura 2.13. A variação de deformação total $\Delta\epsilon$, define o intervalo de variação de deformação e a variação de tensão aplicada $\Delta\sigma$, define a altura da curva de histerese. Deste modo sua amplitude de deformação ϵ_a é definida por:

$$\epsilon_a = \frac{\Delta\epsilon}{2} \quad (2.20)$$

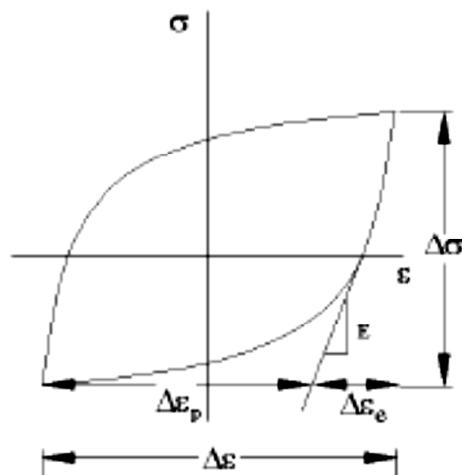


Figura 2.13 - Curva de histerese (Bannantine *et al.*, 1990).

Expressando a variação da deformação total $\Delta\varepsilon$ em suas componentes elástica e plástica

$$\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_e + \Delta\varepsilon_p \quad (2.21)$$

ou em termos de amplitude e usando a Lei de Hooke ($\sigma = E\varepsilon$) para a componente elástica pode-se escrever:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \quad (2.22)$$

Dependendo das condições iniciais do material, a resposta da curva cíclica tensão-deformação pode ser ciclicamente endurecida ou ciclicamente amolecida. O material da Figura 2.14a apresenta um comportamento ciclicamente endurecido. Ou seja, para obter-se a mesma deformação a tensão aplicada deve ser aumentada a cada ciclo. No caso de material ciclicamente amolecido, Figura 2.14b, a tensão é diminuída.

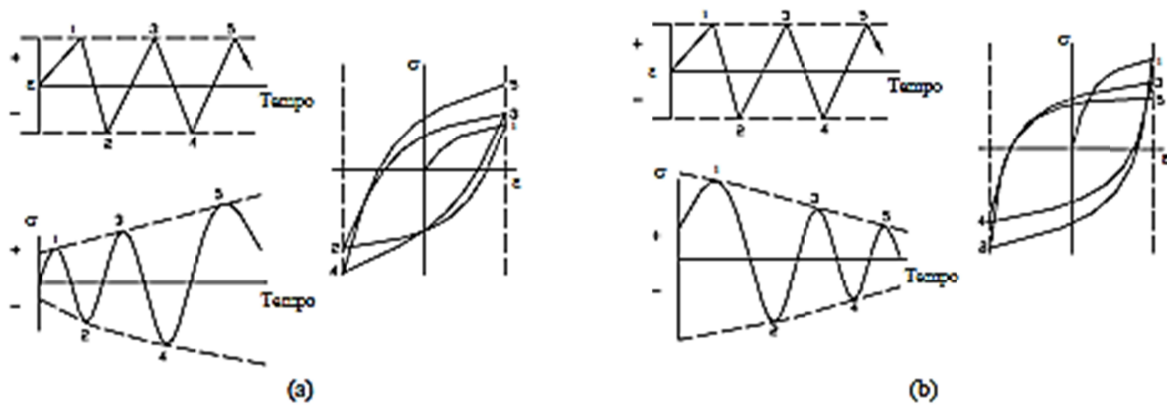


Figura 2.14 - Comportamento de endurecimento e de amolecimento (TEIXEIRA, 2004).

Geralmente esse comportamento transiente ocorre somente no início do carregamento cíclico, em torno de 20% a 40% de sua vida à fadiga. Após este período o material alcança um comportamento ciclicamente estável. A partir de curvas estabilizadas de diferentes amplitudes de deformação a curva cíclica tensão-deformação pode ser obtida pela superposição das curvas estabilizadas conectando suas pontas, Figura 2.15.

Conhecendo-se a curva cíclica tensão-deformação pode-se obter as curvas estabilizadas dobrando os valores das tensões e deformações da curva cíclica tensão-deformação. A curva estabilizada mostrada na Figura 2.16b é obtida dobrando-se os valores da curva da Figura 2.16a. Na Figura 2.16c é representada a curva de histerese obtida para um teste completamente reverso e

é conseguida pelo deslocamento da curva da Figura 2.16b. Esse procedimento é conhecido como Hipótese de Massing. Com a curva de histerese pode-se obter a deformação plástica como mostrado na Figura 2.13.

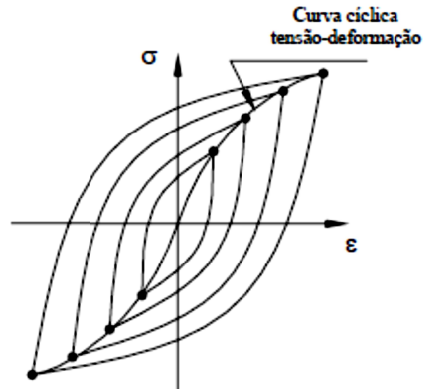


Figura 2.15 - Curva cíclica tensão-deformação (TEIXEIRA, 2004).

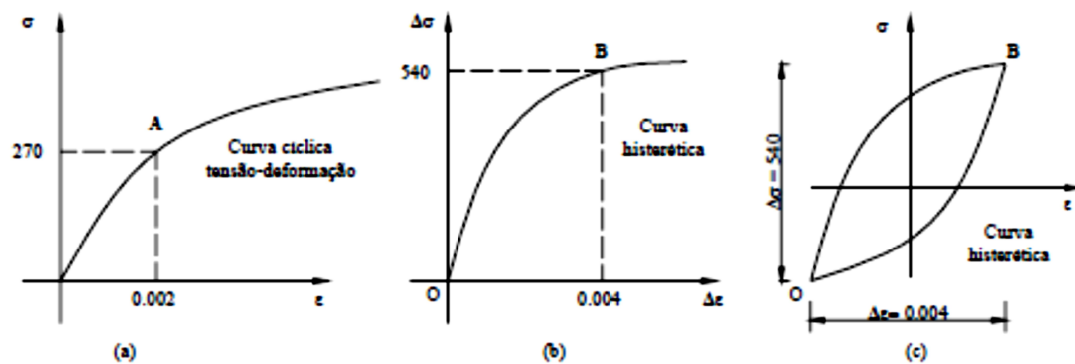


Figura 2.16 - Obtenção da curva de histerese estabilizada usando a hipótese de Massing.

O mesmo teste usado para obtenção das curvas de histerese pode ser continuado até a ruptura do material e dessa forma é construída a curva deformação versus vida à fadiga em número de ciclos, Figura 2.17.

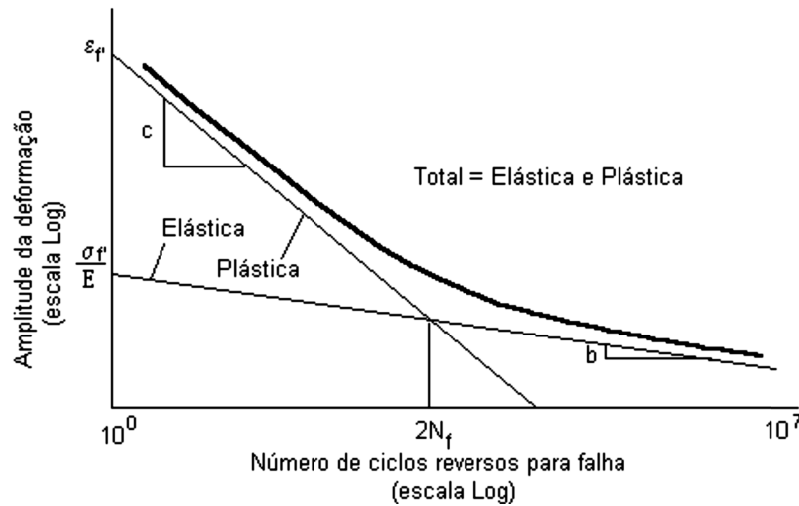


Figura 2.17 – Diagrama de Coffin-Manson: deformação x vida à fadiga (PETRACONI, 2008)

2.3.5. Cargas Variáveis de Fadiga, Dano Acumulado e Contagem de Ciclos

Qualquer carregamento aplicado a uma estrutura variando com o tempo é potencialmente capaz de gerar falhas por fadiga. Devido à variabilidade das amplitudes de tensão no carregamento variável não é possível usar diretamente as curvas S-N para prever a vida útil. Para contornar esse problema foram desenvolvidas técnicas e regras para calcular a vida à fadiga em componentes sujeitos a carregamentos com $\sigma_m \neq 0$ e com amplitude variável a partir dos dados de uma curva S-N com $\sigma_m = 0$ e σ_a constante. Para tratar do carregamento de amplitude variável é empregada a regra de Palmgren-Miner.

A regra de Palmgren-Miner afirma que a falha por fadiga ocorrerá quando a soma das frações de vida gasta para cada carregamento aleatório se igualar a 1. Por exemplo, seja o carregamento aleatório na Figura 2.18. Esse carregamento consta das amplitudes de tensões σ_{a1} , σ_{a2} e σ_{a3} aplicadas de forma completamente reversa ($\sigma_m = 0$), durante N_1 , N_2 e N_3 ciclos respectivamente. Para a tensão σ_{a1} tem-se um limite de resistência à fadiga de N_{f1} ciclos. Esse carregamento então reduziu a vida total da peça por uma fração de N_1/N_{f1} , para as tensões σ_{a2} e σ_{a3} a fração de vida gasta foi de N_2/N_{f2} e N_3/N_{f3} respectivamente. De uma forma geral a regra de Palmgren-Miner pode ser escrita pela Eq. (2.23):

$$\frac{N_1}{N_{f1}} + \frac{N_2}{N_{f2}} + \frac{N_3}{N_{f3}} + \dots + \frac{N_j}{N_{fj}} = 1 \quad (2.23)$$

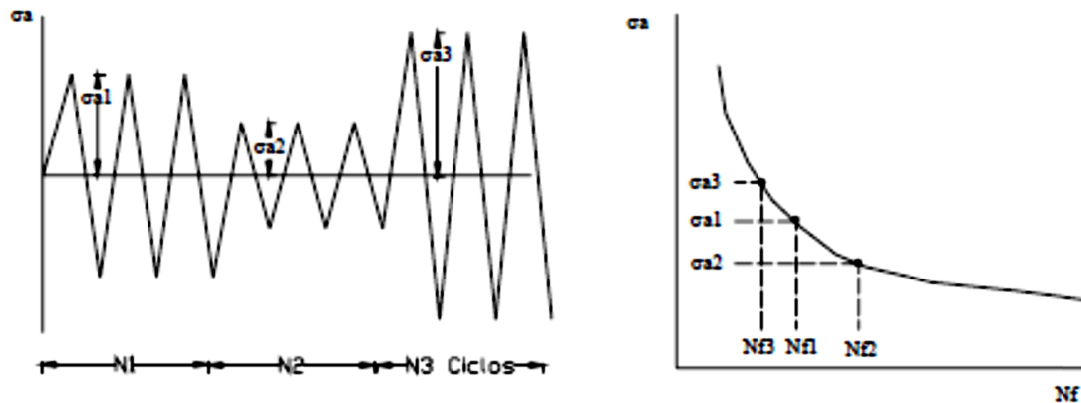


Figura 2.18 - Histórico de um carregamento e a curva S-N

Normalmente o histórico do carregamento não é bem comportado como se mostra na Figura 2.18. Dependendo do tipo de solicitação de serviço o histórico pode ter uma variação aleatória como é mostrado na Figura 2.19. Nela pode-se ver que a identificação dos ciclos é uma tarefa difícil e também, pela falta de um critério, não se sabe com certeza quais ciclos devem ser considerados e definidos para o emprego da regra de Palmgren-Miner.

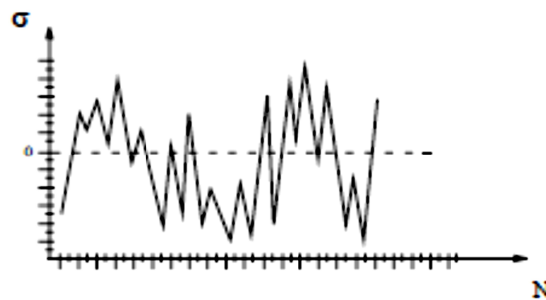


Figura 2.19 - Representação de um carregamento aleatório.

Diversos procedimentos foram pesquisados e propostos para se chegar a um carregamento que tivesse o mesmo efeito de um carregamento aleatório. Depois de diversos debates chegou-se a um consenso que o melhor procedimento foi o desenvolvido pelo Professor T. Endo no Japão por volta de 1968, denominado “*Rainflow cycle counting*”, (DOWLING, 1999). Nesse procedimento é analisada de cada vez uma sequência de três mudanças no comportamento da tensão. Os pontos onde a tensão muda de crescente para decrescente são os picos e os pontos

onde a tensão muda de decrescente para crescente são os vales.

Em uma combinação pico-vale-pico, um ciclo é considerado ou contado quando a diferença entre o segundo pico e o vale for maior ou igual à diferença entre o primeiro pico e o vale, como mostrado na Figura 2.20a, ou, para uma combinação vale-pico-vale, se a diferença entre o segundo vale e o pico for maior ou igual à diferença entre o primeiro vale e o pico, como mostrado na Figura 2.20b. No exemplo da Figura 2.20a, a variação ΔAB é considerada somente quando a diferença entre o pico C e o vale B for maior ou igual à diferença entre o pico A e o vale B.

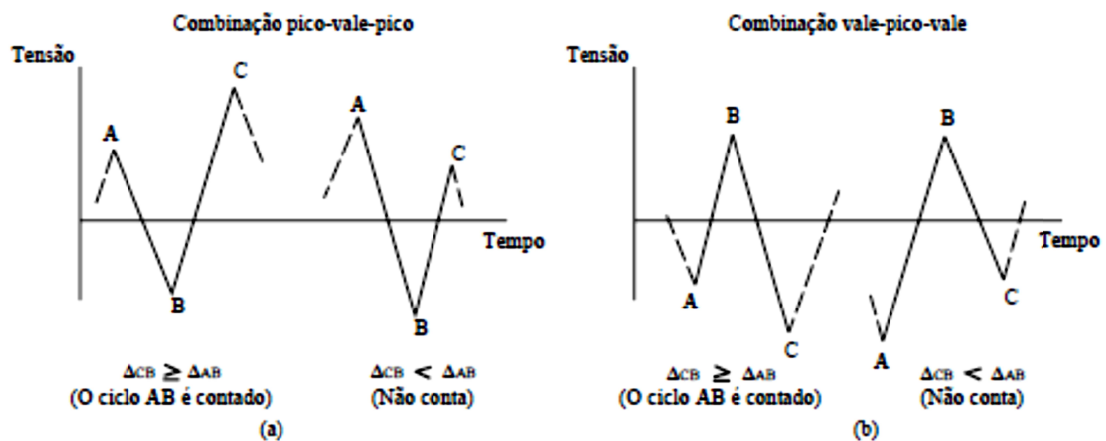


Figura 2.20 - Regra do procedimento “Rainflow” para a consideração ou não de um cíclico.

É também necessário rearranjar o histograma com o maior valor absoluto (pico ou vale) antes de iniciar o procedimento. Quando uma variação de tensão é considerada esta é armazenada e retirada do histograma. Terminada a primeira passagem repete-se a operação no histograma resultante até que não seja mais possível contar mais nenhuma variação de tensão. A regra de Palmgren-Miner pode não apresentar a realidade principalmente quando o nível de amplitude for muito alto ou muito baixo. Diversas teorias foram desenvolvidas para tentar ajustar a regra de Palmgren-Miner à variação da amplitude. Essas teorias são conhecidas como teorias de dano cumulativo não-linear. Maiores informações sobre essas teorias podem ser encontradas em Collins (1993). A escolha de qual teoria utilizar é discutível, pois elas costumam produzir resultados diversos, às vezes com diferenças significativas. Por tudo isso e devido a sua facilidade de aplicação a utilização da regra de Palmgren-Miner ainda é muito utilizada.

2.4. Integração: Simulação de Estampagem e Análise de Fadiga

A simulação do processo de estampagem é uma ferramenta largamente empregada durante a fase de concepção do processo de fabricação. Com essa simulação é possível a previsão antecipada, e com boa precisão, de diversas características do componente em análise. Entre elas pode-se citar: conformabilidade, fissuras do componente, retorno elástico (*spring-back*), tensões residuais, variações de espessura e deformação plástica. Com a visão de fabricação, nem todas as características citadas implicam em modificações no processo de conformação escolhido.

Já com a visão de produto, características como a variação de espessura, deformações plásticas e tensões residuais são de vital importância na previsão da vida em fadiga do componente (WU-RONG *et al.*, 2009; LI *et al.*, 2006; AYTEKIN, 2005). Assim, caso essas variáveis possam ser estudadas em fases iniciais do desenvolvimento do produto, ganhos em conhecimento do comportamento do componente e redução dos tempos de testes empíricos são esperados.

Assim, o uso das variáveis de processo nas análises estruturais e no cálculo de fadiga é bem vindo de forma a melhorar o modelo de cálculo e tornar os resultados finais mais próximos da realidade prática.

Entretanto, há de se ressaltar as dificuldades de integração de softwares de diferentes arquiteturas e propósitos, caso isso não seja feito no mesmo ambiente virtual (WU-RONG *et al.*, 2009). Além desse problema existe ainda a necessidade de melhoria do modelo de cálculo para que os efeitos das variáveis de processo possam ser estudados por completo nas análises subsequentes. Como exemplo, os efeitos de tensões residuais e de encruamento provocado pelas deformações plásticas do processo em peças sujeitas a regimes de temperatura durante o uso devem ser melhor entendidos.

Nos próximos capítulos são apresentados e discutidos os resultados experimentais deste trabalho, que teve como objetivo estudar a influência da variação da espessura proveniente do processo de estampagem no cálculo da vida em fadiga em um componente do sistema de exaustão automotivo.

3 PARTE EXPERIMENTAL

A parte experimental está dividida em três fases:

- 1 Seleção do componente a ser estudado;
- 2 Apresentação dos códigos e das condições de contorno adotados para as simulações de estampagem, estrutural e de fadiga, bem como integração entre eles;
- 3 Apresentação do procedimento utilizado para a medição de deformações feita no componente estudado.

3.1. Seleção do Componente Estudado

Devido à necessidade de redução no consumo de combustíveis e redução de peso, bem como o atendimento às leis de emissões veiculares, os motores automotivos passaram a trabalhar sob regimes de temperaturas muito altos, requerendo ao sistema de exaustão o uso de materiais mais resistentes a temperatura, sem perda das propriedades mecânicas. A dinâmica do mercado automotivo e a demanda por maior confiabilidade também têm levado as montadoras de veículos a aumentarem o período de garantia do veículo e, especialmente, dos componentes de motor.

O coletor de exaustão trabalha sob regimes de temperatura e carga dinâmica mais agressivos que o restante do sistema de exaustão, em função de sua maior proximidade ao motor. Também sua geometria muitas vezes é complexa, fazendo com que a escolha do processo de fabricação seja crucial para a robustez do componente, sem esquecer que o custo final também tem um grande peso na escolha do processo. Em função de todas essas necessidades, o processo de conformação por estampagem é atualmente o mais utilizado para a fabricação de coletores de exaustão, além do material mais comumente escolhido ser o aço inoxidável ferrítico com alto teor de Cromo.

A estampagem profunda e as dificuldades impostas pela geometria e pelo material utilizado fazem com que o coletor de exaustão possua variações de espessura e tensão residual relativamente grandes, o que afeta de alguma maneira o seu comportamento de vida em fadiga.

A Figura 3.1 ilustra o coletor de exaustão estudado.

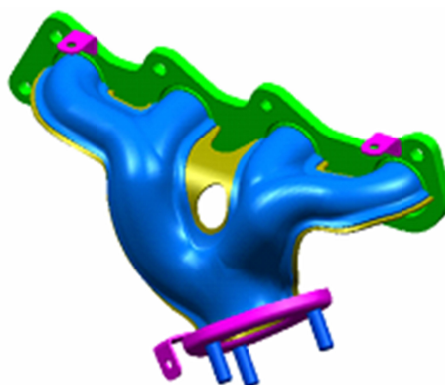


Figura 3.1 – Componente utilizado no trabalho - Coletor de Exaustão

3.1.1. Características do Componente Estudado

Em função das necessidades de atendimento às exigências de legislação e também de melhoria de desempenho do motor, os coletores de exaustão precisaram evoluir nos últimos anos. As principais evoluções se deram em relação ao processo de fabricação, aos materiais utilizados e características de escoamento dos gases.

Quanto ao processo de fabricação, os coletores passaram de fundidos para estampados ou tubulares (“*fabricated manifolds*”). Peças estampadas e tubulares chegam a ter até 50% menos peso em relação às peças fundidas, especialmente porque o processo de fundição tradicional não permite o controle de pequenas espessuras. O peso adicional também implica em uma maior inércia térmica da peça, o que prejudica o controle eficiente de emissões.

Quanto aos materiais, tradicionalmente se utilizava o ferro fundido vermicular para aplicação em coletores de exaustão. Esses materiais são indicados para temperaturas de trabalho de no máximo 800°C. Os coletores atuais utilizam como material o aço inoxidável, especialmente de matriz ferrítica. A principal vantagem do aço inoxidável para coletores de exaustão é sua capacidade de suportar temperaturas de até 1000°C, mantendo alguma resistência mecânica. Outra clara vantagem é com relação à resistência a corrosão, especialmente nas ligas estabilizadas.

Com o desenvolvimento dos métodos computacionais e da capacidade de processamento, a simulação de fluxo passou a ser ferramenta obrigatória no desenvolvimento de componentes de motor. O escoamento eficiente dos gases em coletores de exaustão permite um aproveitamento

máximo do volume do catalisador, possibilitando melhoria nas emissões e também permitindo catalisadores menores e mais baratos.

O processo de fabricação do componente estudado é composto basicamente de estampagem e soldagem. Baseada na Figura 3.2, a Tabela 3.1 mostra os componentes e materiais que compõem o coletor de exaustão.

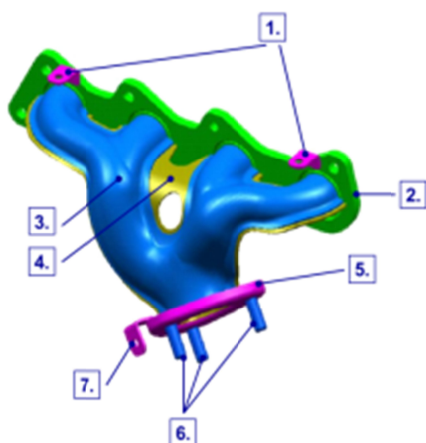


Figura 3.2 – Composição do Coletor de Exaustão

Tabela 3.1 – Composição e materiais do Coletor de Exaustão

Componente	Material	Processo
1 Suportes	DIN 1.4512	Estampado
2 Flange de entrada	LN36	Estampado
3 Shell superior	DIN 1.4509	Estampado
4 Shell Inferior	DIN 1.4509	Estampado
5 Flange de saída	LN38	Estampado
6 Prisioneiros	DIN 1.7709	Usinado
7 Metal de Adição	DIN 1.4510	--

Os itens 3 e 4 da Tabela 3.1 são os principais componentes do coletor de escape estudado. Assim, para a análise de estampagem foram consideradas apenas essas geometrias.

Para a análise estrutural foram considerados todos os componentes e também o sistema completo de exaustão, buscando uma melhor representação da aplicação real.

3.2. Softwares utilizados nas Simulações

Para as simulações foram utilizados os softwares comerciais AUTOFORM (estampagem) e Nastran (estrutural) e um código particular para cálculo de fadiga, baseado em linguagem Delphi. A seguir estão detalhadas as condições adotadas em cada análise.

Para que os dados provenientes da simulação de estampagem pudessem ser utilizados posteriormente na análise estrutural, um procedimento de mapeamento da malha foi necessário. Este procedimento está mais bem detalhado no item 3.2.3.

3.2.1. Simulação de Estampagem

O software utilizado neste trabalho para a simulação de estampagem foi o AUTOFORM, versão 4, que utiliza um código de elementos finitos não-linear implícito. Por ser limitado à simulação de conformação de chapas, algoritmos otimizados para a simulação da conformação de chapas são utilizados para a solução (KUBLI and REISSNER, 1995). Abaixo segue um resumo das principais características do software. No item 3.2.1.5 são apresentadas as condições de contorno utilizadas na simulação, bem como o procedimento adotado para a validação da simulação de estampagem.

3.2.1.1. Solução Implícita

Na sua formulação especial implícita, o AUTOFORM desacopla os comportamentos de membrana e de fluxo de material não-linear da deformação. Isso resulta em uma redução drástica no tempo de solução, que é 27 vezes mais rápido que o normal em formulação implícita (KUBLI e REISSNER, 1995).

As vantagens associadas à solução implícita podem ser resumidas conforme abaixo:

- O equilíbrio estático é realizado a cada vez;

- Os passos de tempo selecionados podem ser significativamente maiores do que no método explícito. O tamanho do passo de tempo é limitado apenas pela convergência e precisão desejada da solução;
- Não há restrições na discretização espacial. Grandes elementos podem ser combinados na malha com elementos pequenos, particularmente quando se utiliza o refinamento de malha adaptativo, e o tempo de cálculo não é afetado pelo tamanho do menor elemento;

Essas vantagens, no entanto, devem ser balanceadas com as seguintes desvantagens:

- Um conjunto de equações lineares tem que ser resolvido para cada iteração. Para resolvê-lo, é necessária uma quantidade relativamente grande de memória, além de um tempo relativamente longo de cálculo;
- Problemas de estabilidade devido às forças dinâmicas desconsideradas podem ser encontrados. Tais instabilidades ocorrem quando as rugas, amassados e estricções acontecem durante a deformação;
- Devido a passos de tempo relativamente grandes, as restrições de contato podem mudar significativamente a partir de um passo de tempo para o outro e pode, assim, causar problemas de convergência. Em contrapartida, o desenvolvimento das restrições de contato pode ser muito bem controlado no método explícito através de passos de tempo muito pequenos.

A fim de melhorar a eficácia da solução implícita, as seguintes funcionalidades especiais foram implementadas no AUTOFORM:

- Uma solução especial desacoplada é utilizada para o elemento de membrana (BEM – *Bending Enhanced Membrane*). Esta é caracterizada por uma alta velocidade de cálculo e requisitos de memória relativamente baixos;
- O controle automático de passo garante pequenas alterações nas restrições de contato de um passo incremental para o próximo. O maior tempo de passo possível é selecionado de modo que os efeitos na precisão de cálculo sejam insignificantes e, geralmente, não causem problemas de convergência.

3.2.1.2. Controle do Tempo de Passo Adaptável

O tempo dos passos durante a simulação é otimizado com respeito a precisão e o tempo de processamento. Num dado incremento, o tempo do passo deve ser pequeno o suficiente para capturar a deformação na chapa, porém se a deformação for muito pequena o tempo de passo pode ser aumentado de forma a diminuir a quantidade de incrementos. Assim, o tempo de passo se adapta durante a simulação.

3.2.1.3. Malha Adaptável

A discretização espacial com elementos finitos de variados tamanhos é uma importante condição para uma simulação rápida em processo de repuxo de peças estampadas complexas. Com a habilidade de uso de elementos pequenos em zonas de grandes curvaturas, a precisão requerida pode ser atingida com um tempo de processamento e uso de memória reduzidos. A estratégia do AUTOFORM para o refinamento da malha usa um procedimento bem conhecido na literatura, o método h (AUTOFORM v4). A discretização adaptativa é conduzida pela combinação e divisão dos elementos (Figura 3.3).

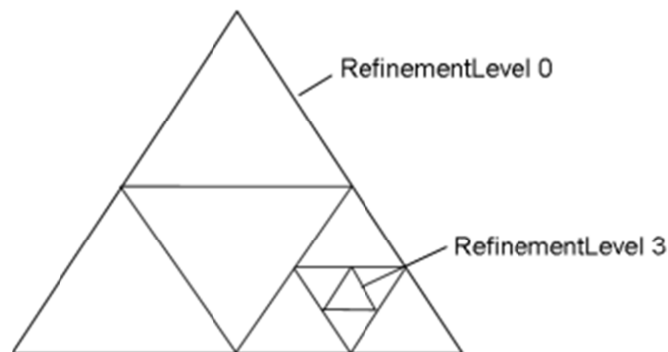


Figura 3.3 - Níveis de refinamento do AUTOFORM

3.2.1.4. Leis de Materiais

Curva de Fluxo

A curva de fluxo descreve o comportamento de encruamento do material. O AUTOFORM utiliza a tensão verdadeira em função da deformação plástica logarítmica. Existem várias possibilidades para definição do diagrama tensão-deformação:

- Tabela: a curva de fluxo é definida como uma tabela da tensão-deformação, sendo o eixo X deformação e o eixo Y tensão.
- Ludwik: utiliza a aproximação de Ludwik, $\sigma = K \cdot \varepsilon^n$; $\sigma(\varepsilon_{pl} = 0) = \sigma_0$, sendo σ a tensão verdadeira, K é o índice de resistência, n é o coeficiente de encruamento, ε é a deformação total logarítmica, ε_{pl} é a componente plástica da deformação total e σ_0 é a tensão de fluxo;
- Swift: baseada na aproximação de Swift, $\sigma = C(\varepsilon_{pl} + \varepsilon_0)^m$, onde C é equivalente ao índice de resistência, m é o índice da taxa de encruamento (*strain-rate hardening index*);
- Ghosh: utiliza a aproximação de Ghosh, $\sigma = C(\varepsilon_{pl} + \varepsilon_0)^m - D$, onde D é uma constante do material;
- Hockett-Sherby: a curva de fluxo é definida com a aproximação
$$\sigma = \sigma_{Sat} - (\sigma_{Sat} - \sigma_i) e^{-a\varepsilon_{pl}^m}$$
, onde σ_{Sat} é a tensão de saturação, σ_i é a tensão inicial, a é o coeficiente de endurecimento;
- S-H combinado: utiliza a combinação de Swift e Hockett-Sherby,
$$\sigma = (1-\alpha)[C(\varepsilon_{pl} + \varepsilon_0)^m] + \alpha[\sigma_{Sat} - (\sigma_{Sat} - \sigma_i)e^{-a\varepsilon_{pl}^m}]$$
, onde o fator de combinação α determina a composição das equações;
- Aproximação: a curva de fluxo é definida pela aproximação dos dados do ensaio de tração.

Superfície de escoamento (Yield Surface)

A superfície de escoamento determina a transição da área elástica para a elasto-plástica em um espaço de tensão multiaxial. O AUTOFORM contém modelos de superfície de escoamento conforme Hill, Barlat e Banabic.

Modelo de Hill

A superfície de escoamento é assumida como sendo uma função quadrática do espaço de tensão. A superfície de escoamento é definida usando os três valores de r (r_0 , r_{45} e r_{90}) e a tensão de escoamento inicial na direção de laminação. Se o fator de tensão biaxial é igual a 1 (valor padrão), o modelo clássico de Hill-48 é utilizado.

O fator de tensão biaxial permite que a superfície de escoamento seja expandida ou contraída nos pontos de tensão equiaxiais. Os valores usuais para o fator de tensão biaxial variam entre 0,8 a 1,2. Se o valor imputado for diferente de 1, o modelo de Hill-90 é utilizado.

Modelo de Barlat

O modelo de Barlat-89 é formulado no espaço de tensão. A superfície de escoamento é assumida com sendo uma função não-quadrática. A superfície de escoamento é definida utilizando os coeficientes de Lankford (r_0 , r_{45} e r_{90}) e o expoente M .

O modelo de Barlat foi especialmente desenvolvido para a descrição das ligas de alumínio. O valor padrão de M é 8 e permite uma boa aproximação do comportamento do alumínio.

Modelo de Banabic (BBC)

A superfície de escoamento segundo Banabic é mais flexível que os dois modelos anteriores. As seguintes informações devem ser fornecidas: valores de r (r_0 , r_{45} , r_{90} e r_b), tensão de escoamento inicial σ_0 , σ_{45} , σ_{90} e σ_b e o expoente M . σ_b é a tensão de escoamento inicial no ponto biaxial e r_b é o valor de r no ponto biaxial. Para o modelo BBC de aços utiliza-se M igual a 6 e para alumínio igual a 8.

Curva Limite de Conformação (CLC)

A curva limite de conformação é um importante meio de determinação de falhas potenciais durante o processo de conformação. O AUTOFORM permite a utilização de valores experimentais, através de tabelas, ou modelos analíticos (Keller, Arcelor V9 e Arcelor V9 Alu). A curva é calculada baseada nas informações de elasticidade/ peso, endurecimento e anisotropia, além da espessura do *blank*.

Tensão de Cisalhamento Transversal

Para descrever a relação entre a tensão de cisalhamento transversal e a deformação de cisalhamento transversal, a qual está incluída no modelo elasto-plástico cinemático de casca, a chamada lei de material isotrópico 2,5D é utilizada. Este modelo de material é uma lei 2D (descrição do material para partes no plano) reforçada pelas componentes cisalhantes na direção transversal (espessura) (PHILLIPS, 2009).

A consideração da tensão de cisalhamento transversal na análise melhora as previsões do estado de tensões no final da deformação e aumenta a precisão dos resultados de retorno elástico (*springback*).

3.2.1.5. Condições utilizadas para a Simulação de Estampagem

As condições e dados de entrada para a condução da simulação de estampagem do componente estudado estão descritas abaixo. Todo o processo de simulação de estampagem realizado no trabalho foi baseado na concepção original das ferramentas em produção, bem como nos parâmetros de processo, visando uma melhor reprodução das variáveis de saída em estudo (espessura, deformação plástica e tensão residual).

- Geometria das ferramentas – modeladas a partir do modelo 3D do componente, porém considerando a estampagem dos dois shells no mesmo *blank* e em uma operação;
- Processo de estampagem – considerado o processo *crash*, que é composto apenas de

matriz e punção. O processo de estampagem foi feito em uma única operação e foi considerada lubrificação constante, com coeficiente de atrito = 0,15. Foi considerada também a matriz fixa com o deslocamento vertical do punção;

- A geometria do *blank* representada no cálculo de estampagem foi extraída da geometria real utilizada no processo;
- O material considerado na simulação foi o aço inoxidável ferrítico conforme DIN 1.4509, 2,0 mm de espessura, disponível na biblioteca de materiais do AUTOFORM. O comportamento de encruamento do material para a curva de fluxo seguiu o método de aproximação do software AUTOFORM. O modelo utilizado para a superfície de escoamento foi Hill-49 e a curva limite de conformação foi baseada no modelo Arcelor V9;
- Considerou-se para a simulação de estampagem o processo e o material à temperatura ambiente;
- Para a malha foram adotados elementos de membrana (BEM), composta de 11.824 nós e 21.443 elementos triangulares (CTRIA3). A geração da malha é automática com nível de refinamento adaptável durante o cálculo;
- Um total de 48 incrementos, 33 iterações convergentes, 500 passos e 7 minutos de CPU foram necessários para a simulação.

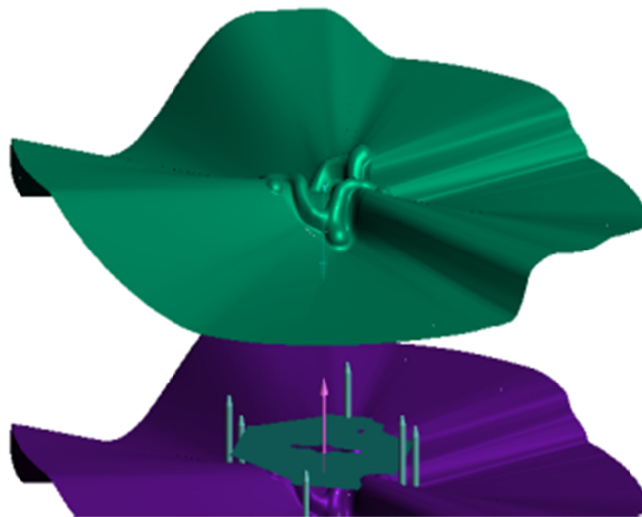


Figura 3.4 – Geometria da ferramenta e do *blank* modelados para a simulação de estampagem

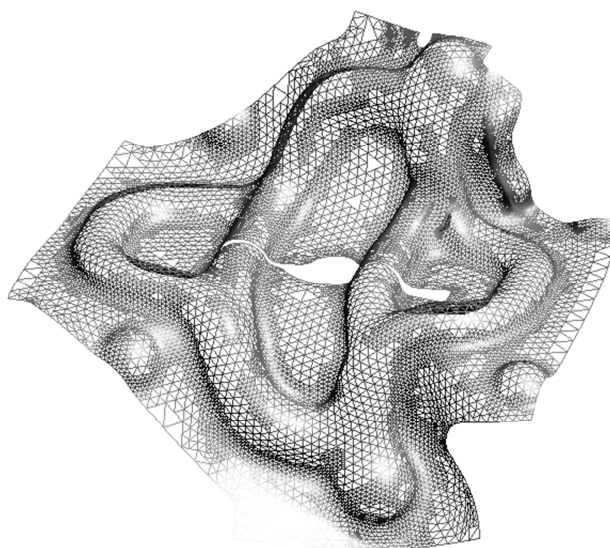


Figura 3.5 – Malha gerada no AUTOFORM para o componente estudado

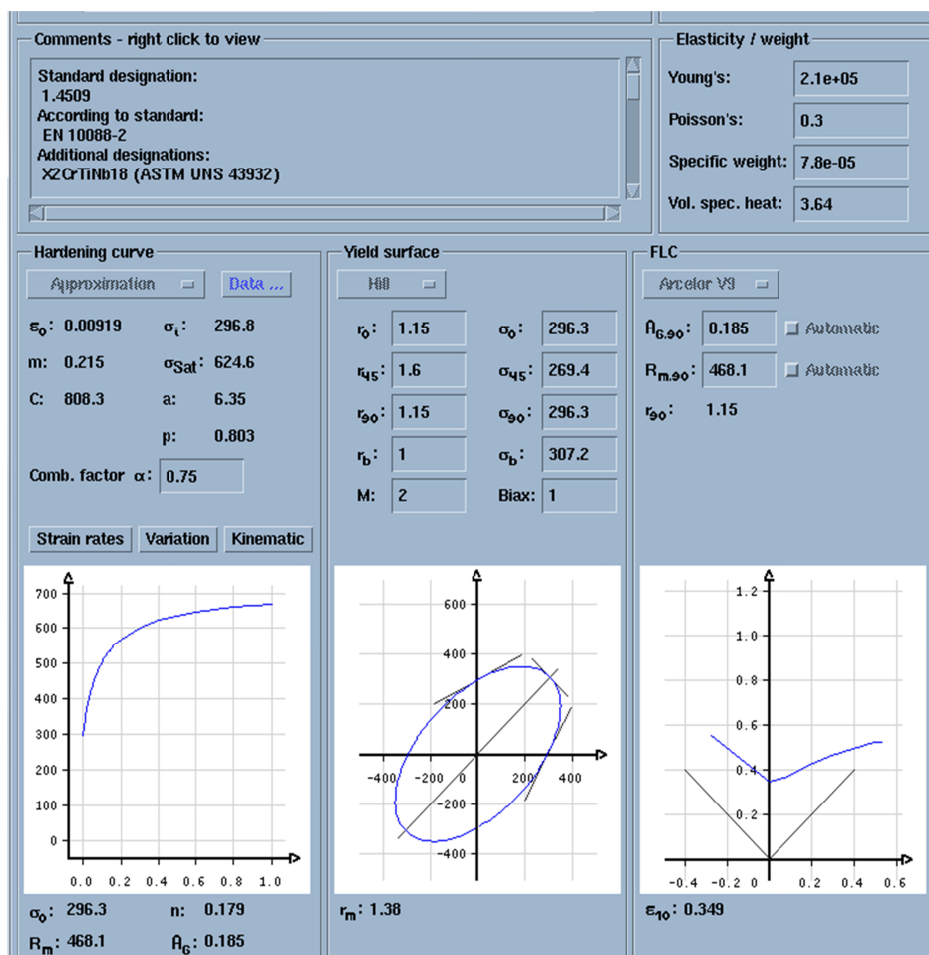


Figura 3.6 – Propriedades do material DIN 1.4509 disponíveis na biblioteca do AUTOFORM

Os detalhes de conversão e mapeamento dos dados no AUTOFORM para utilização na análise estrutural serão apresentados no item 3.3.

Para a validação da simulação de estampagem foi realizado um comparativo dos valores de espessuras entre a simulação (AUTOFORM) e uma peça física, confrontando as regiões que apresentaram maiores variações de espessura na simulação.

Os resultados e discussões sobre a análise de estampagem serão apresentados nos Capítulos 4 e 5, respectivamente.

3.2.2. Análise Estrutural

A modelagem numérica para determinação das tensões presentes no coletor de escape quando submetidas a carregamentos do tipo linear estático foi realizada utilizando-se o software comercial de elementos finitos MSC.Patran/Nastran. Os softwares comerciais de elementos finitos são normalmente subdivididos em pré-processamento, processamento e pós-processamento. O pré-processamento consiste basicamente na criação do modelo geométrico, na discretização do modelo em elementos finitos, na aplicação das cargas e condições de contorno e na atribuição das propriedades dos materiais aos componentes envolvidos na análise. O processamento é a etapa da análise propriamente dita, ou seja, nesta fase os resultados desejados são calculados. A última etapa é o pós-processamento onde são visualizados os resultados provenientes da fase anterior.

A seguir as duas primeiras etapas da modelagem numérica serão descritas e a apresentação dos resultados estará no Capítulo 4.

3.2.2.1. Pré-Processamento

As ferramentas de desenho dos softwares de elementos finitos são normalmente muito restritas, dificultando ou até impossibilitando o desenvolvimento de modelos geométricos de estruturas complexas. Por isso, é comum a utilização de softwares de CAD (projetos auxiliados

por computador) mais robustos para a geração dos modelos geométricos que posteriormente serão utilizados nos softwares de elementos finitos. Os modelos geométricos do coletor de escape e das peças utilizadas no processo foram desenvolvidos utilizando os softwares comerciais de projetos mecânicos (CAD) Pro-Engineer e Catia.

Conforme já discutido anteriormente no item 3.1, o processo de estampagem foi representado de maneira idêntica à condição real de processo. Assim, as duas partes estampadas que compõem o coletor de escape foram modeladas e simuladas na análise de estampagem como sendo uma mesma peça, ou seja, partindo do mesmo *blank*.

O mapeamento das variáveis do processo de estampagem provenientes da simulação no software AUTOFORM é feito de maneira automática, a partir de um arquivo de origem do Nastran (.NAS). Esse procedimento será mais bem detalhado no item 3.3. Entretanto, para que esse mapeamento fosse feito de uma maneira mais fácil, foi necessária a construção da malha sobre uma geometria idêntica à do *blank* deformado (Figura 3.7).

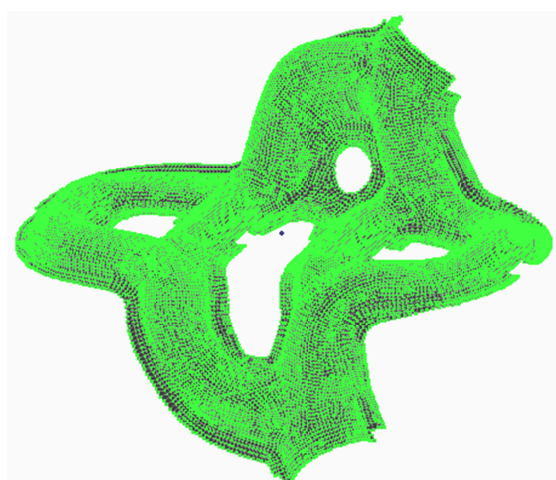


Figura 3.7 – Malha construída para mapeamento dos resultados

Esse procedimento embora tenha facilitado a conversão dos dados da malha deformada de estampagem para a malha estrutural, criou por outro lado uma dificuldade maior para a preparação da malha final na análise estrutural. Processos de recorte, rotação e translação dos nós foram efetuados até que o eixo original do componente fosse restaurado e os demais componentes fossem acoplados. A malha mapeada pode ser verificada na Figura 3.8 e o modelo final está representado na Figura 3.9.

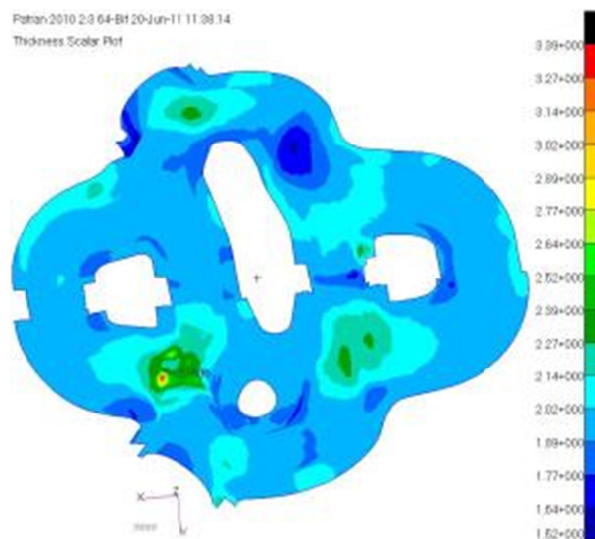


Figura 3.8 – Malha mapeada com as espessuras variáveis

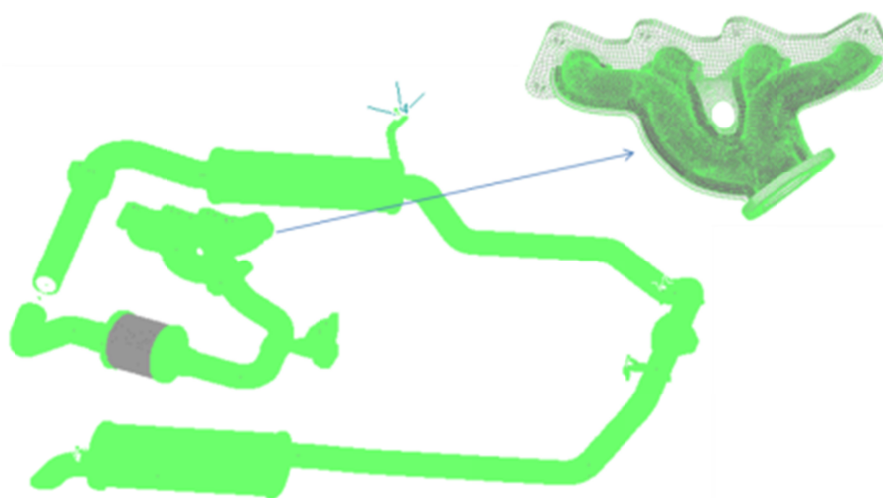


Figura 3.9 – Malha do sistema de exaustão e detalhe da malha final do coletor

3.2.2.2. Processamento e Condições de Contorno

Com base na literatura apresentada no item 2.2.1.1, algumas hipóteses e simplificações devem ser assumidas para a realização da análise linear estática. A proposição do presente trabalho foi avaliar os efeitos das variáveis resultantes do processo de estampagem, como por exemplo a variação de espessura, na vida de componentes automotivos. Escolheu-se para tanto, uma comparação relativa entre a condição de estrutura homogênea normalmente utilizada em

projeto (sem efeitos de processo, ou seja, espessura constante) e uma condição variável, considerando os efeitos do processo de estampagem.

Tendo em mente a comparação entre essas condições, a análise linear estática foi escolhida como avaliação estrutural prévia, para servir de base ao posterior cálculo de fadiga. Conforme abordado na revisão bibliográfica, item 2.3.4, a condição esperada de vida em fadiga da peça é a de alto ciclo, onde os efeitos de deformações cíclicas são desprezados. Ainda, para a análise de vida em fadiga foram considerados apenas os carregamentos mecânicos provenientes da excitação de pista, ou seja, desconsiderando os carregamentos termomecânicos e dinâmicos de segunda ordem.

Conforme abordado anteriormente no item 3.1.1, o componente estudado trabalha sob regimes de alta temperatura, sendo essa variável bastante importante na vida do componente. De forma a considerar o efeito da temperatura no componente, como dado de entrada do material no pré-processador (MSC.Patran) o módulo de elasticidade foi alterado para representar as condições de temperatura a 700°C, conforme encontrado nas curvas de material fornecidas pelo fornecedor do aço inox DIN 1.4509.

Como visto no item 3.1, além de mapear os valores de espessura por nó, o software AUTOFORM fornece como dado de saída a mudança do material em função da deformação plástica local, na forma de curvas tensão-deformação para cada nó. Entretanto, como o efeito da temperatura nessa curva não é conhecido, esse dado foi desconsiderado no pré-processamento da análise linear.

Conforme a proposta do trabalho e como base de comparação, a análise estrutural foi realizada para as duas condições do coletor de exaustão: espessura constante e espessura variável. Os dados de espessura variável foram mapeados por meio de um procedimento disponível no software AUTOFORM, onde a malha gerada para a análise estrutural é comparada à malha gerada pelo AUTOFORM e os dados são transportados (procedimento melhor detalhado no item 3.2.3). Para a condição de espessura constante esses valores foram alterados manualmente para 2,0 mm, dentro do pré-processador MSC.Patran.

Para que os resultados da análise estrutural fossem utilizados posteriormente como dado de entrada ao software de fadiga, adotou-se o carregamento de 1 G em cada eixo distintamente,

resultando em um total de três análises para cada condição de espessura: (1,0,0), (0,1,0) e (0,0,1), sendo (X,Y,Z) o carregamento nos eixos.

Abaixo estão descritas as condições de contorno e carregamentos utilizados para a análise estrutural.

- Malha baseada no modelo completo de sistema de exaustão. Total de 221.031 nós e 204.975 elementos, sendo o coletor de escape composto de 11.824 nós e 21.443 elementos. A malha é composta basicamente de elementos de quatro nós, tipo casca. Para representação da região soldada no coletor foram utilizados elementos de corpo rígido (RBE – *rigid body element*);
- Materiais escolhidos conforme a característica original de cada parte do sistema. O material adotado para o coletor de exaustão foi o aço inoxidável DIN 1.4509;
- Módulo de elasticidade do material considerando a condição de temperatura de 700°C;
- Carregamento de 1G em cada eixo para basear o cálculo de fadiga;
- As análises foram rodadas para as condições de espessura constante e espessura variável do coletor de exaustão. Assim, para a análise estrutural apenas a espessura foi considerada como efeito do processo de estampagem;
- As espessuras dos demais componentes do sistema de exaustão foram mantidas constantes para as duas condições;
- Na condição de temperatura de 700°C foram rodadas 2 análises por condição de espessura do coletor (constante e variável) para cada eixo de coordenada, totalizando 6 análises;
- Foram gerados 3 arquivos de dados (.DAT) em cada condição de espessura para entrada no software de fadiga.

3.2.3. Procedimento para mapeamento dos dados

Em função das diferenças intrínsecas aos softwares utilizados e para que os resultados encontrados na simulação de estampagem pudessem ser utilizados como entrada na análise estrutural, um procedimento de mapeamento da malha foi necessário.

Conforme dito anteriormente, o software AUTOFORM gera automaticamente a malha para a simulação do processo de estampagem. No presente trabalho, foram utilizados apenas elementos tipo membrana (BEM) triangulares, variando apenas o nível de refinamento alcançado em cada região através da malha adaptável. Regiões com raios de curvatura maiores são automaticamente mais bem refinadas e regiões mais lineares são menos refinadas, conforme descrito no item 3.2.1.3.

Já a malha gerada para a análise estrutural é feita com base em elementos de casca de quatro nós e os refinamentos são feitos manualmente para as regiões de interesse, visando uma melhor precisão nessas regiões.

Essas diferenças básicas são compensadas através de uma operação disponível no software AUTOFORM. Essa operação, chamada de mapeamento de resultados, permite transportar os dados da simulação para malhas geradas em outros formatos que não o do AUTOFORM.

Para o procedimento é necessário indicar o formato de origem da malha e o arquivo mapeado será exportado no mesmo formato. Durante o processo de mapeamento os resultados da simulação são transformados e interpolados de tal forma que podem ser importados com relativa precisão e utilizados em aplicações que recebam as malhas de elementos finitos.

As variáveis disponíveis para mapeamentos são a espessura e a deformação plástica. Os dados de espessura interpolados são escritos nó a nó na malha final, na posição descrita para cada tipo de elemento. Os dados de deformação plástica são escritos em formato de curva tensão-deformação, de forma que possam ser inseridos posteriormente como propriedade do material.

O procedimento consiste basicamente na transposição das malhas e mapeamento dos elementos que estejam na mesma região. O software faz uma interpolação dos dados de forma que cada nó da malha de elementos finitos tenha um valor de espessura. A Figura 3.10 mostra os dados de espessura no arquivo mapeado.

```

      SPCFORCES (PLOT, SORT1, REAL) = ALL
$ Direct Text Input for this Subcase
BEGIN BULK
PARAM      POST      0
PARAM      PRTMAXIM YES
EIGRL      1                      10      0
MASS
$ Direct Text Input for Bulk Data
$ Elements and Element Properties for region : propa
PSHELL      1      1      2.      1      1
$ Pset: "propa" will be imported as: "pshell.1"
CQUAD4      641418      10      767268      767258      767257      767267
+9C98A
+9C98A                      1.9179401.9046711.8269661.855739
CQUAD4      641419      10      767257      767256      767269      767267
+9C98B
+9C98B                      1.8269661.7922291.8141471.855739
CQUAD4      641420      10      767267      767269      767270      767271
+9C98C
+9C98C                      1.8557391.8141471.8491001.881895
CQUAD4      641421      10      767271      767270      767272      767273
+9C98D

```

Figura 3.10 – Exemplo dos dados e espessura absoluta dos nós em cada elemento

Todo o procedimento de mapeamento é feito automaticamente pelo AUTOFORM. Portanto é necessário que as malhas estejam na mesma posição no espaço, ou seja, com eixo de coordenada coincidente, de forma que a transposição dos resultados da simulação seja feita para a região correta da malha de elementos finitos.

3.2.4. Simulação de Vida em Fadiga

As estimativas de vida em componentes mecânicos são parte fundamental no desenvolvimento de produtos. Com isso é possível estimar se um componente falhará antes do tempo esperado para ele, de forma que o projeto possa ser revisado e melhorado. Os custos associados às falhas prematuras podem ser extremamente altos para qualquer empresa. Além disso, se o componente pertence a um grupo de peças que afetem a segurança ou legislação veicular, os impactos podem ser ainda maiores. O componente estudado pertence a um grupo de peças que afetam a legislação de emissões veiculares, logo a previsão de vida em fadiga é extremamente importante para um projeto robusto.

Entende-se assim que modelos que contemplem a utilização de dados que estejam além do âmbito de projeto, como por exemplo, as variáveis resultantes de processo, tenderão a apresentar resultados mais confiáveis com relação à estimativa de vida (WU-RONG *et al.*, 2009).

Foram realizadas estimativas de vida para as duas condições de espessura do coletor (constante e variável) para a temperatura de 700°C. Ainda, para efeitos de validação da condição simulada com relação à condição real, foi feita uma análise comparativa entre os dados calculados de vida e uma aquisição direta com extensômetro em quatro pontos do coletor de escape. Essa aquisição será mais bem discutida no item 3.3.

Abaixo estão detalhadas as características do programa utilizado para o cálculo de fadiga, bem como as condições de contorno adotadas. Os resultados e discussões serão apresentados nos Capítulos 4 e 5, respectivamente.

3.2.4.1. Código utilizado para o Cálculo de Fadiga

O software utilizado nos cálculos de vida em fadiga é denominado CalcDano. Seu código é baseado em linguagem Delphi e as condições de contorno requeridas pelo programa para o cálculo de vida à fadiga são:

- Campo de tensões proveniente da análise estrutural, com os valores de Máxima Principal, em cada nó do componente, equivalente ao carregamento de 1,0 G, separados por eixo (X, Y e Z);
- Carregamento real – acelerações em cada eixo de coordenada medidas em veículo;
- Dados do material na condição desejada para o cálculo. Como exemplo no caso estudado neste trabalho, foram requeridos os dados do material à temperatura de 700°C:
 - Tensão Limite de Ruptura
 - Tensão Limite de Escoamento
 - Tensão Limite de fadiga ou coeficiente de Basquin (b)

De maneira geral, o método S-N correlaciona a trinca por fadiga de qualquer peça complexa com a de pequenos corpos de prova (CP), que tenham a mesma resistência que o ponto crítico da peça (em geral a raiz de um entalhe), e que sejam submetidos à mesma história de tensões $\Delta\sigma$ que o solicita em serviço (MEGGIOLARO e CASTRO, 1998). Baseado nisso, a rotina para o cálculo de fadiga foi:

1. Avaliar a resistência à fadiga do ponto crítico da peça;
2. Calcular a história de tensões nele induzida pelo carregamento real;
3. Quantificar o dano acumulado pelos diversos eventos do carregamento.

Deve-se ter em mente que o método S-N só deve ser aplicado aos $\Delta\sigma$ macroscopicamente elásticos, logo às longas vidas de iniciação (fadiga de alto ciclo). Entretanto, o método S-N é computacionalmente muito mais rápido que o ε -N, conta com um vasto banco de dados e muita experiência acumulada, e pode ser usado confiavelmente em grande parte dos casos práticos de dimensionamento mecânico.

O código utilizado para o cálculo de fadiga considera a relação de Wöhler-Goodman-Miner (MEGGIOLARO e CASTRO, 1998) para a análise do acúmulo de dano. Assim, o cálculo é baseado na curva S-N.

O software utiliza para o levantamento da curva S-N a equação 2.16a, $\sigma_a = \sigma'_f(2N_f)^b$, sendo a tensão σ'_f assumida como a tensão de ruptura S_u .

Para a correção da curva S-N em função do efeito da tensão média, o software utiliza a relação de Goodman, conforme citado na tabela 2.1, item 2.3.3. A fórmula final para levantamento da curva é similar à equação 2.17, $\sigma_a = (\sigma'_f - \sigma_m)(2N_f)^b$, porém substituindo-se a tensão σ'_f pela tensão de ruptura S_u , seguindo a proposta de Goodman. Para o limite de fadiga S_e foi utilizada a relação $S_e = 0,4.S_u$, de forma a ser mais conservador do que o proposto por Bannantine *et al.* (1990), $S_e = 0,5.S_u$.

Como dado de entrada para o cálculo utilizou-se as tensões máximas principais provenientes da análise estrutural, de acordo com o procedimento discutido no item 3.2.2.

O carregamento de acelerações, utilizado como dado de entrada no software de cálculo de vida, foi medido em um dispositivo de simulação de rota veicular, chamado de hidropulsador. O sinal gerado pelo hidropulsador representa uma condição de durabilidade veicular acelerada, desenvolvida e utilizada por uma grande montadora de automóveis. O tempo total de aquisição no hidropulsador é de 15 minutos, o que representa cerca de 17 km de rodagem veicular real. Para o presente trabalho foram utilizados apenas 6 minutos de aquisição, os quais contemplam todas as condições possíveis de rodagem (valetas, lombadas, curvas, planos etc.).

Para considerar vida infinita na curva S-N (10^7 ciclos), o número de 18.000 repetições do ciclo foi adotado, de forma a representar 100.000 km de durabilidade veicular. A Figura 3.11 mostra o sinal adquirido em hidropulsador.

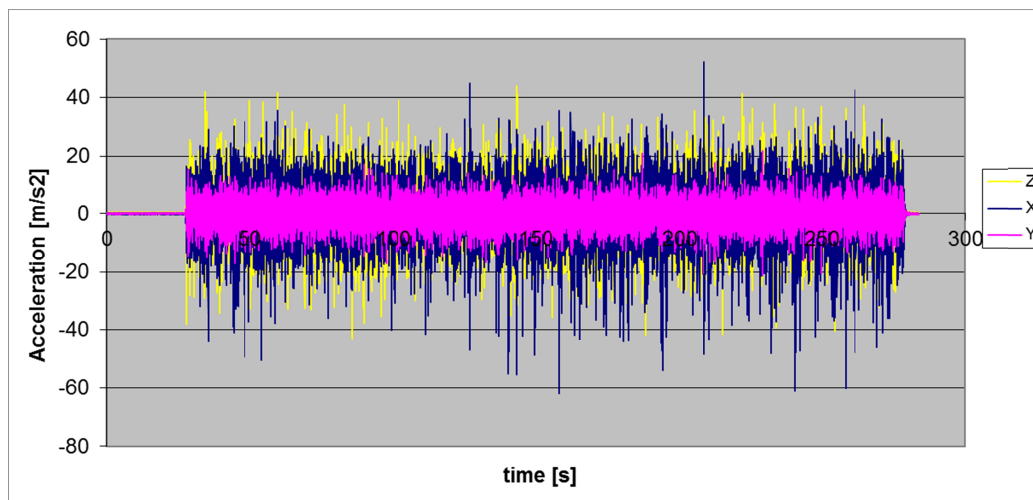


Figura 3.11 – Acelerações medidas no coletor em hidropulsador para a análise de fadiga

Foram adquiridas as acelerações nos 3 eixos (X, Y e Z) utilizando um acelerômetro triaxial posicionado no sistema de escapamento, próximo ao coletor de exaustão. Os dados adquiridos foram trabalhados em excel e convertidos para o formato de texto (.DAT), para servirem como dado de entrada do software de fadiga. O software permite a simplificação do sinal de carregamento através do método de “*Rainflow Counting*”.

As etapas seguidas para o cálculo de dano no componente estudado foram:

- Preparação dos arquivos de tensão provenientes da análise linear estática (carregamento de 1,0 G, valores de Máxima Principal em cada nó), separados para cada eixo e para cada condição de espessura do coletor (6 arquivos no total);
- Preparação do arquivo de carregamento (acelerações nos 3 eixos em função do tempo), obtido através de aquisição em simulador veicular;
- Entrada das características do material do coletor necessárias para o cálculo na condição de temperatura = 700°C (conforme Tabela 3.2);
- Entrada do número de repetições do sinal = 18.000;
- Análise dos dados.

A Tabela 3.2 mostra as propriedades do material DIN 1.4509 utilizado no coletor de exaustão.

Tabela 3.2 – Propriedades do material DIN 1.4509 utilizados nos cálculos (fonte: UGINOX)

Temperatura	Modulo de Elasticidade	Poisson	Tensão Limite Escoamento	Tensão Limite Ruptura	Tensão de resistência à fadiga	Coefficiente b
°C	GPa	--	Mpa	MPa	MPa	--
20°C	210	0,3	290	460	184	-0,063
700°C	120	0,3	116	205	82	-0,0545

3.3. Medição das deformações reais no Coletor de Exaustão

Com o intuito de validar os resultados encontrados no presente trabalho, foram feitas aquisições de deformação em quatro pontos de interesse no componente estudado.

Uma peça física foi instrumentada com quatro extensômetros (*strain-gage*) posicionados na região próxima ao flange de saída da peça, conforme mostrado na Figura 3.12. A região foi escolhida por ser a mais sensível da peça em função da geometria e disposição do sistema de escapamento, além de resultados experimentais obtidos durante o desenvolvimento do componente. Os extensômetros foram dispostos no eixo X de forma a captar os maiores esforços nesta região, conforme pode se visto na Figura 3.11 e nos dados demonstrados no próximo capítulo de tensão máxima principal da análise estrutural (Tabela 4.1).

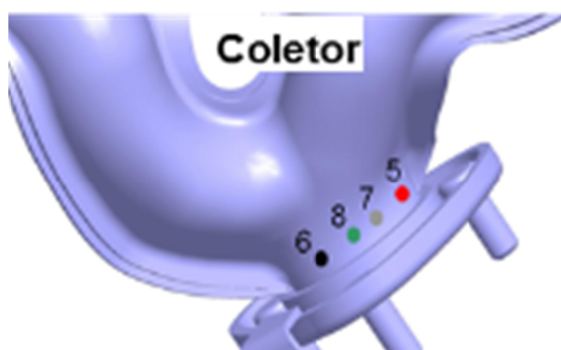


Figura 3.12 – Disposição dos extensômetros no coletor de escape

De forma a proteger os extensômetros de temperaturas excessivas, a aquisição foi feita em hidropulsador à temperatura ambiente e os dados adquiridos corresponderam a cerca de 6 minutos do sinal total. A variável medida foi a deformação, em $\mu m/m$, em função do tempo.

De forma a permitir a validação dos dados, os valores adquiridos na medição com extensômetros foram comparados diretamente com os resultados da análise estrutural na mesma região. Para tanto, os dados medidos em $\mu m/m$ foram convertidos para tensão através da lei de Hooke, $\sigma = E \cdot \varepsilon$, sendo o Módulo de elasticidade E considerado conforme a Tabela 3.2 para o material a temperatura de 700°C. Os dados trabalhados foram inseridos no software de fadiga, juntamente com as informações de material, para os cálculos de dano acumulado e vida.

Na Figura 3.13 encontra-se o gráfico obtido através da aquisição em hidropulsador. É possível notar que o ponto 8 é o que sofre as maiores sollicitação, da ordem de 80 $\mu m/m$.

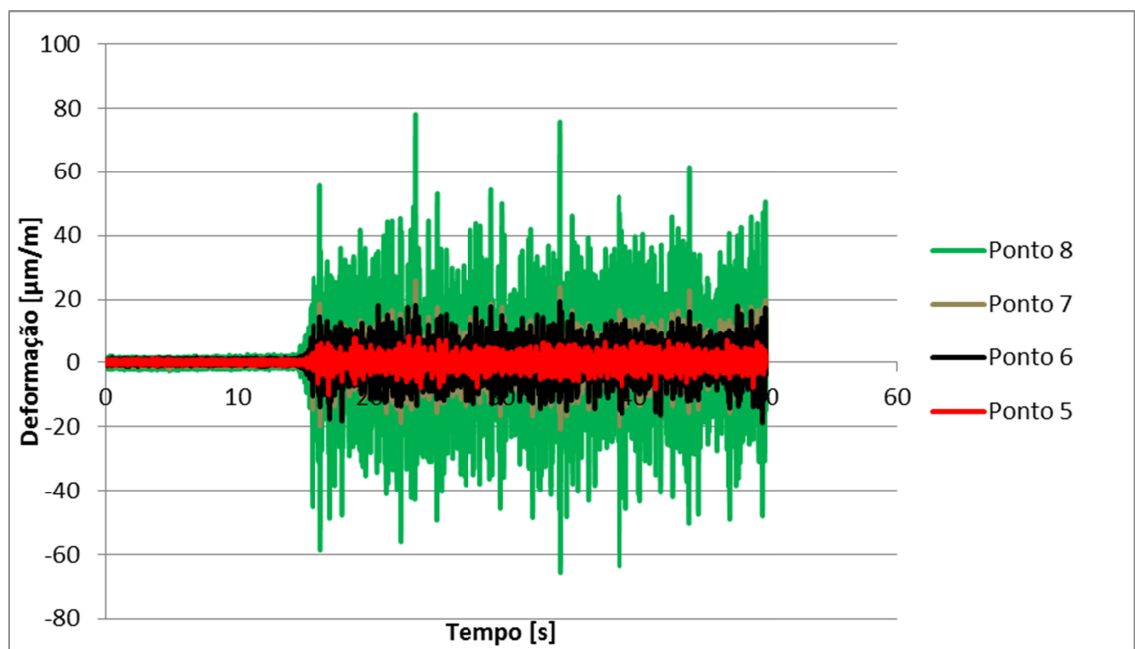


Figura 3.13 – Aquisição de tensões no coletor de escape em hidropulsador

As etapas descritas neste capítulo podem ser resumidas no diagrama apresentado na Figura 3.14 abaixo.



Figura 3.14 – Resumo das etapas da parte experimental do trabalho

4 APRESENTAÇÃO DOS RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados os resultados das análises conduzidas no decorrer do trabalho. No item 4.1 são discutidos os resultados da simulação de estampagem. No item 4.2 estão detalhados os resultados da análise estrutural e no item 4.3 são apresentados os resultados do cálculo de vida em fadiga para o componente estudado.

4.1. Resultados da Simulação de Estampagem

Conforme já destacado, a proposta do trabalho foi entender como os efeitos do processo de estampagem (espessura, deformação plástica e tensões residuais) influenciam na vida em fadiga de um componente mecânico, quando consideradas nas simulações realizadas na fase de projeto. Simulações de processo são bastante utilizadas atualmente, porém considerá-las ainda em fases iniciais de projeto não é uma prática comum. Isso permite tornar o modelo de cálculo um pouco mais próximo da realidade física, aumentando sua precisão.

A simulação de estampagem foi realizada no software comercial AUTOFORM, considerando a ferramenta como sendo composta de punção e matriz (operação *crash*, ou seja, sem prensa-chapas). Foi necessário um total de 48 incrementos, 33 iterações convergentes, 500 passos e 7 minutos de CPU. A análise ocorreu sem erros ou falhas e os resultados mais relevantes estão demonstrados abaixo.

Na Figura 4.1 está demonstrado o *blank* antes e depois do processo de conformação.



Figura 4.1 - Blank antes e após a operação de conformação

Na Figura 4.2 apresentam-se os resultados de conformabilidade calculados pelo software AUTOFORM. É possível notar que as regiões de maiores curvaturas na geometria tem uma leve tendência ao enrugamento, além do aumento de espessura (em roxo na figura). Além disso, existem regiões com estado de compressão (em azul), o que indica áreas com tendência ao retorno elástico por não terem tido deformações. As espessuras nessas regiões tendem a se manter nominal (2,0 mm).

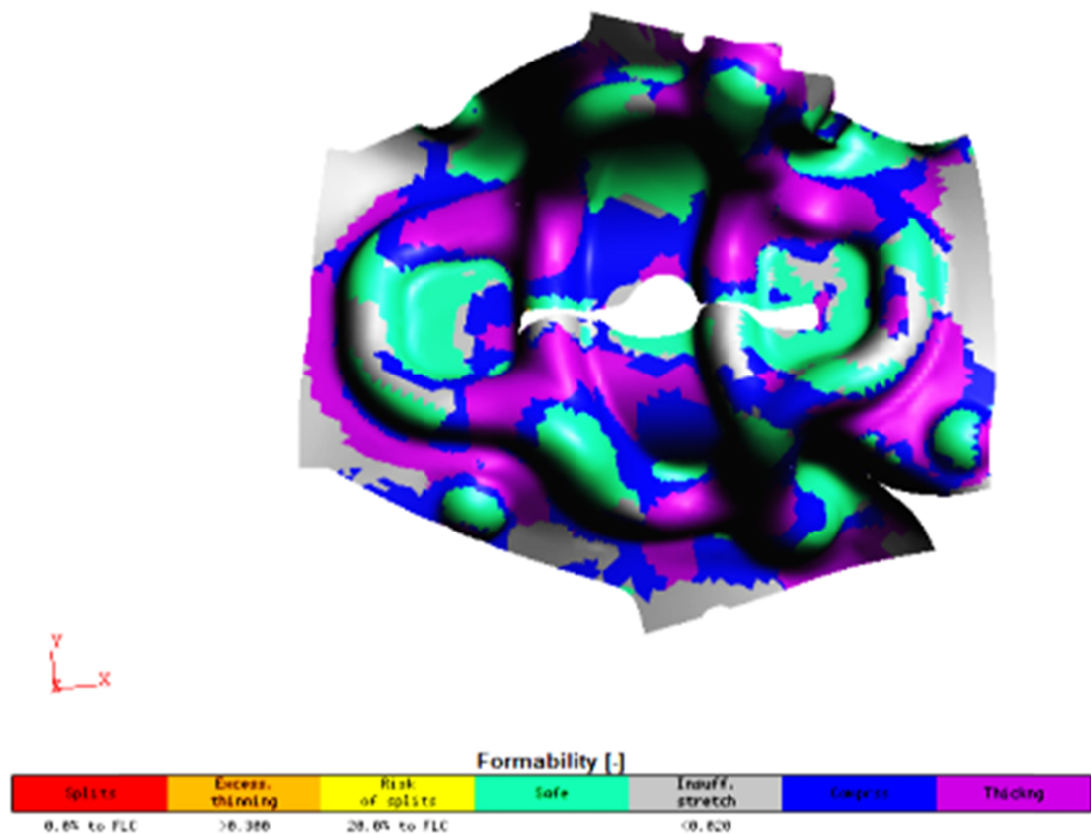


Figura 4.2 – Resultados de conformabilidade de estampagem para a condição analisada

Nas Figuras 4.3 e 4.4 estão demonstrados o perfil de espessuras e o mapa de encruamento encontrados após a conformação. As espessuras após conformação variam de 15% de redução a 20% de aumento.

Através do mapa de encruamento na Figura 4.4, nota-se um maior encruamento nas regiões de curvatura, indicando possíveis benefícios quanto à resistência mecânica e, consequentemente à vida em fadiga.

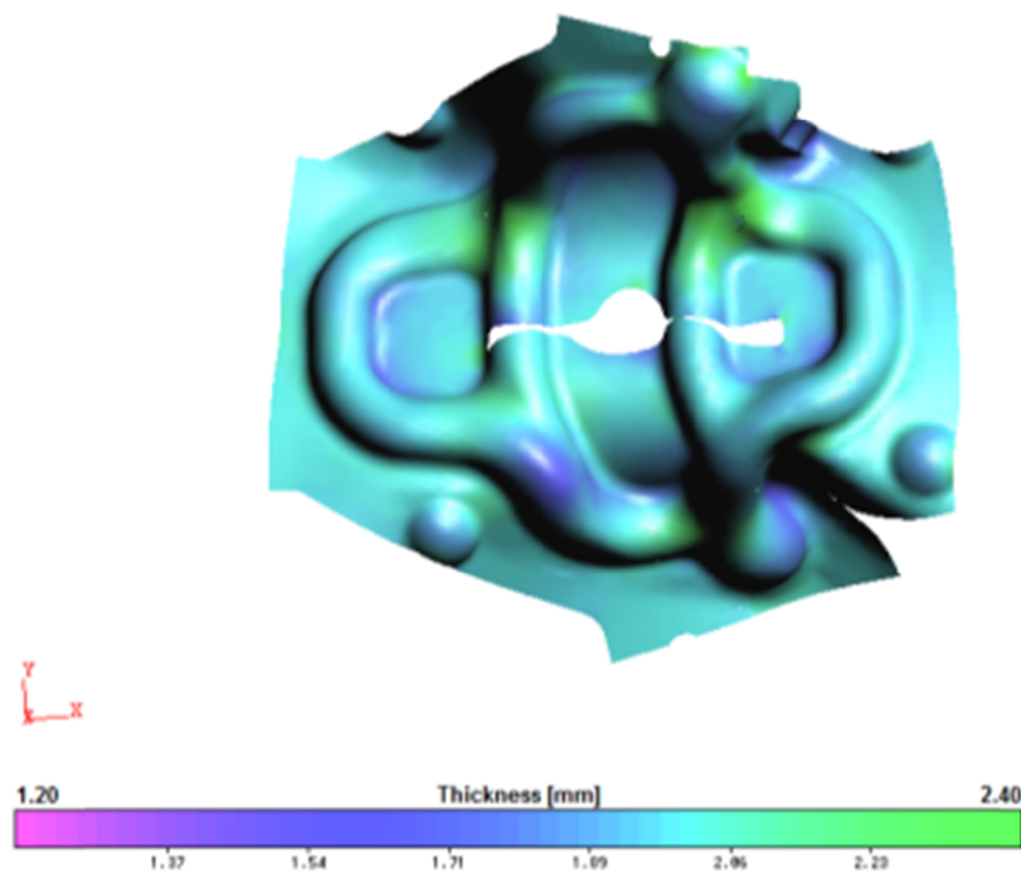


Figura 4.3 – Mapa de espessuras após conformação

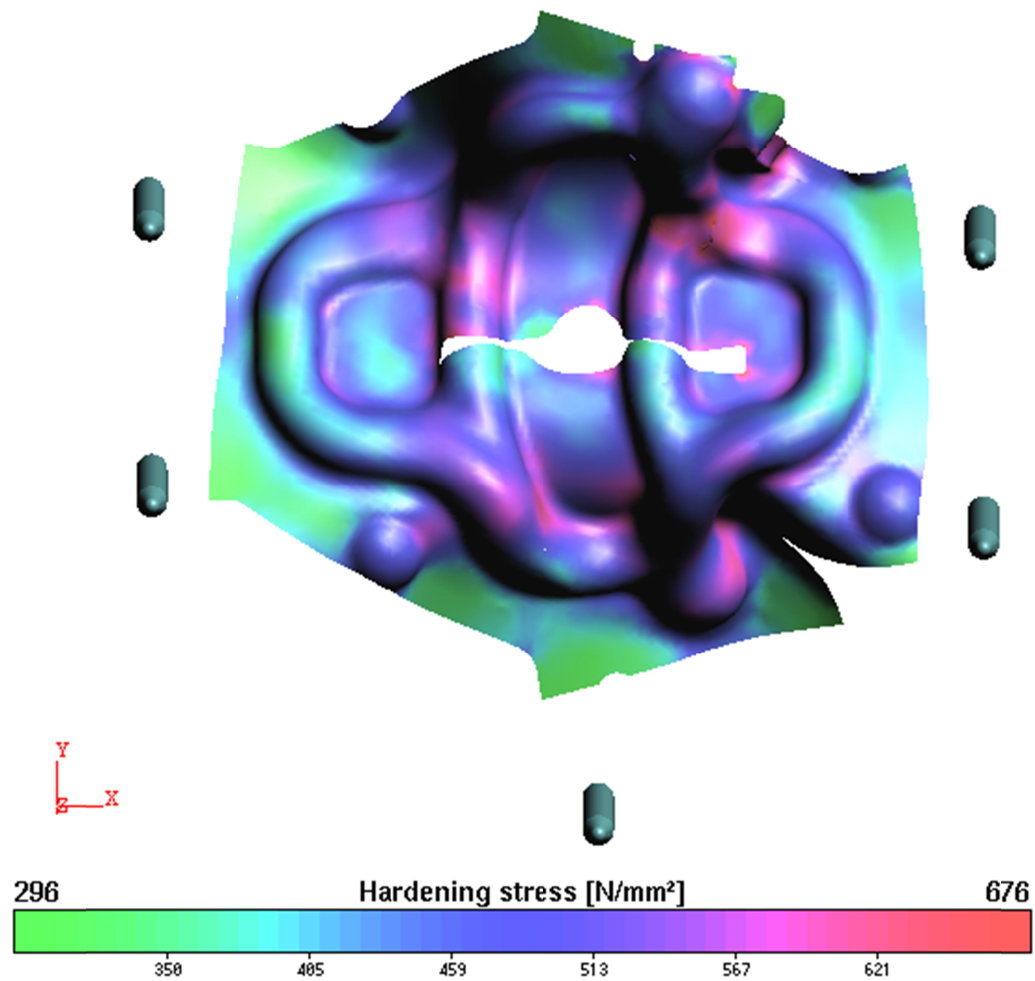


Figura 4.4 – Mapa encruamento após conformação

Na Figura 4.5 é apresentado o mapa de deformação plástica encontrado após a conformação. Analisando as Figuras 4.4 e 4.5 é possível perceber a associação entre a deformação plástica e a tensão de endurecimento, pois as que as regiões de maior deformação plástica são aquelas de maior encruamento.

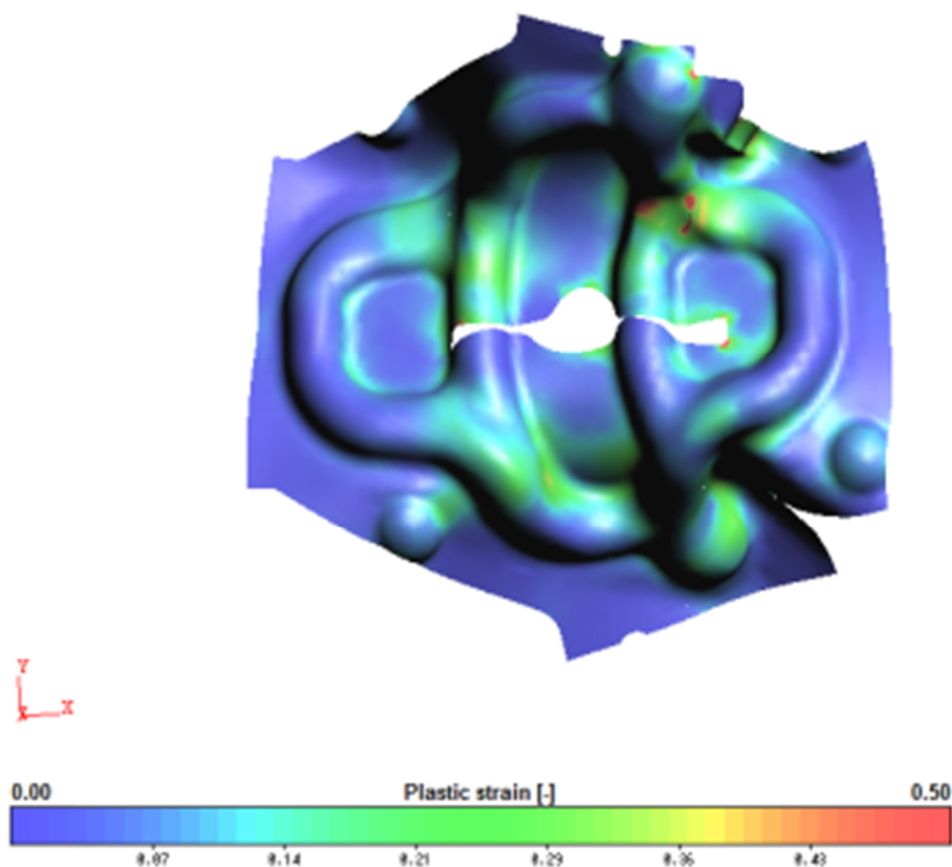


Figura 4.5 – Mapa de deformação plástica após conformação

4.1.1. Validação

Como forma de avaliar a consistência dos resultados encontrados na simulação de estampagem, foi realizada uma comparação entre os valores de espessura obtidos na simulação e valores medidos em componentes. A Figura 4.6 mostra o comparativo de algumas regiões escolhidas por apresentarem maiores variações na simulação de estampagem, conforme indicado na Figura 4.3. Os números apresentados representam a média dos valores obtidos em um raio de 10 mm em torno do ponto indicado.

É possível notar que as diferenças de espessura são pequenas em todas as regiões escolhidas, com um máximo de 6,5% de desvio apontado na região S₁ da metade superior do coletor de exaustão. Segundo Reis (2002), erros de até 20% podem ser esperados em simulações

de estampagem e em sua pesquisa encontrou desvios de 7,9%, considerando-os dentro do esperado.

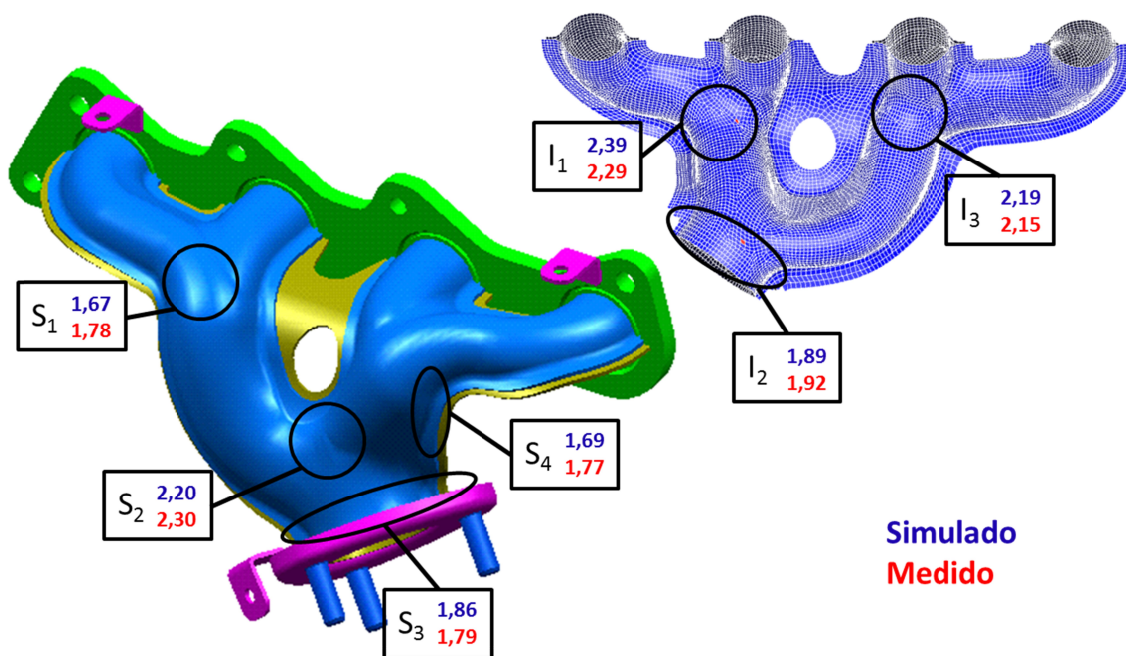


Figura 4.6 – Comparativo de espessuras entre simulação e medição [mm]

4.2. Análise estrutural

Na avaliação estrutural do componente estudado foram realizadas análises linear estática pelo método dos elementos finitos para as condições de espessura constante e espessura variável. Visto que o componente trabalha sob regime de alta temperatura, foi considerada a condição de temperatura a 700°C, através da mudança das propriedades do material.

Os carregamentos foram considerados unidirecionais de 1 G para visualização das condições de tensão máxima por eixo (X, Y e Z). As Figuras de 4.6 a 4.11 mostram os resultados da tensão máxima à temperatura de 700°C para as condições de espessura constante (Figuras 4.6, 4.7 e 4.8) e espessura variável (Figuras 4.9, 4.10 e 4.11).

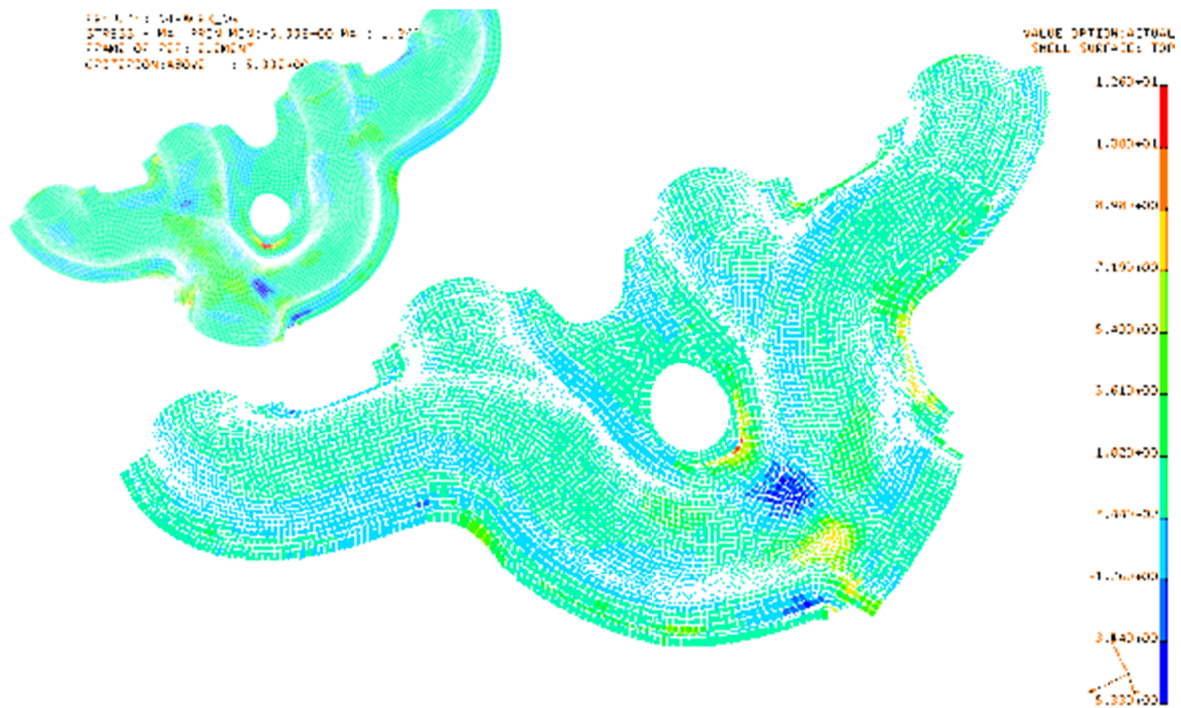


Figura 4.7 – Espessura Constante e T=700°C – Mapa de tensões para carregamento 1G em X

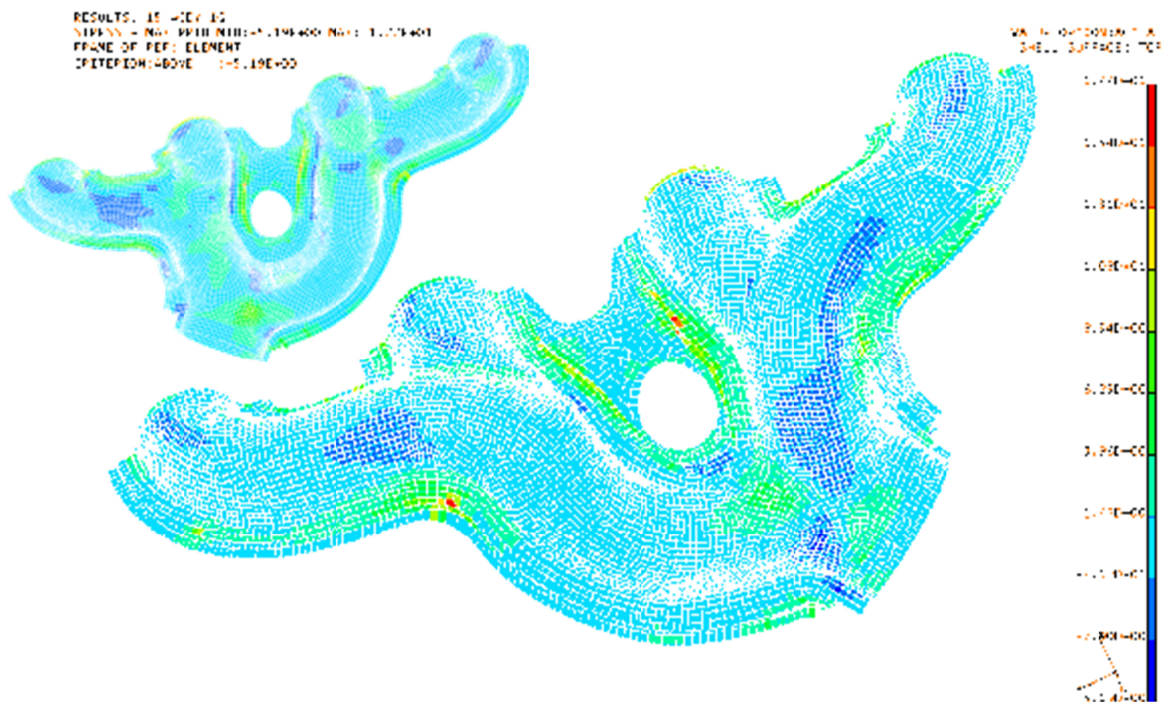


Figura 4.8 – Espessura Constante e T=700°C – Mapa de tensões para carregamento 1G em Y

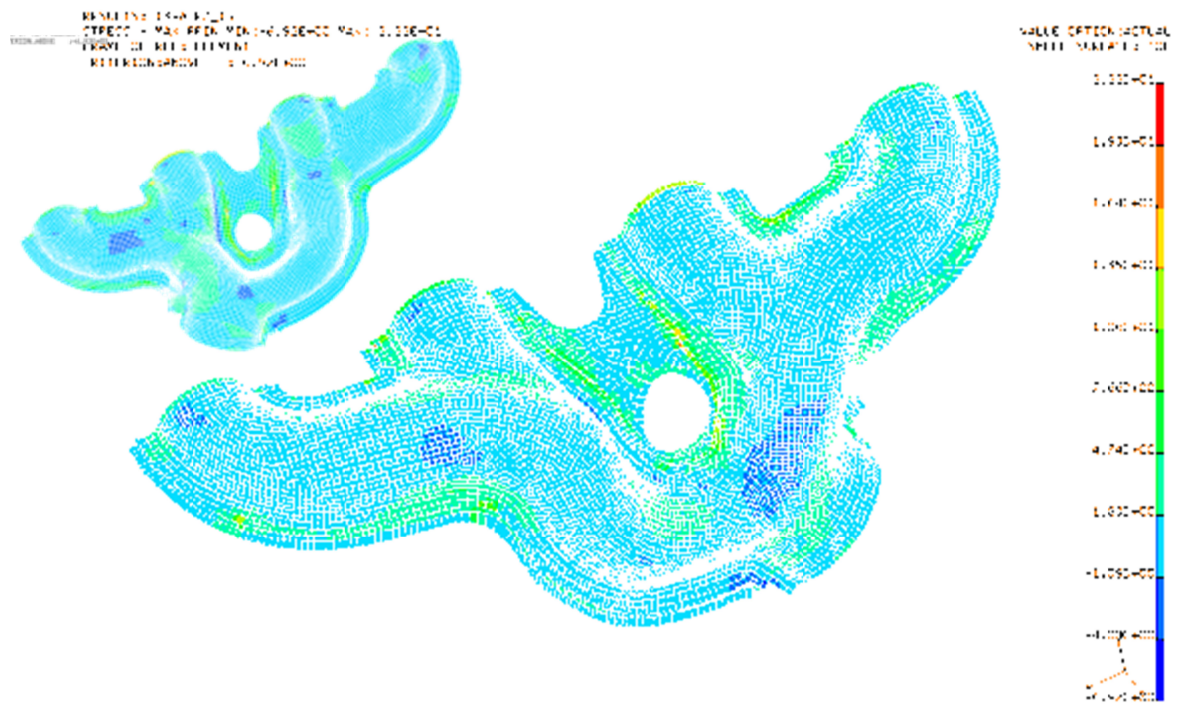


Figura 4.9 – Espessura Constante e $T=700^{\circ}\text{C}$ – Mapa de tensões para carregamento 1G em Z

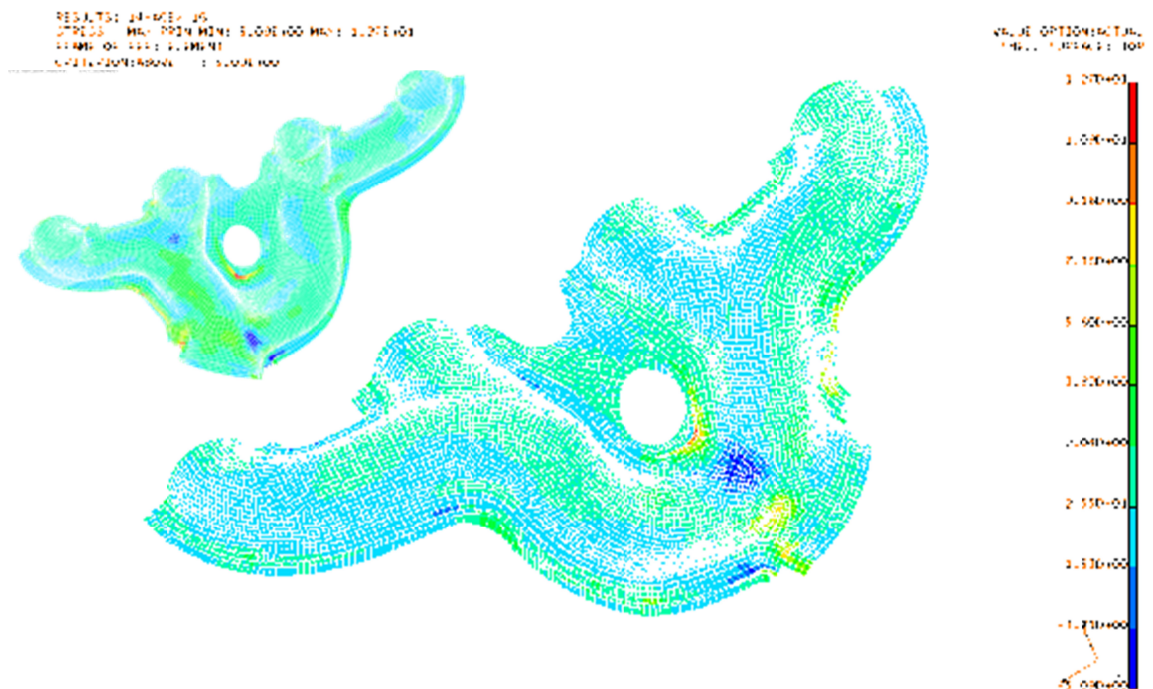


Figura 4.10 – Espessura Variável e $T=700^{\circ}\text{C}$ – Mapa de tensões para carregamento 1G em X

Analisando as imagens, percebe-se que as diferenças entre a condição de espessura constante e espessura variável são muito pequenas. Diferenças visuais podem ser notadas mais facilmente para o carregamento em Y.

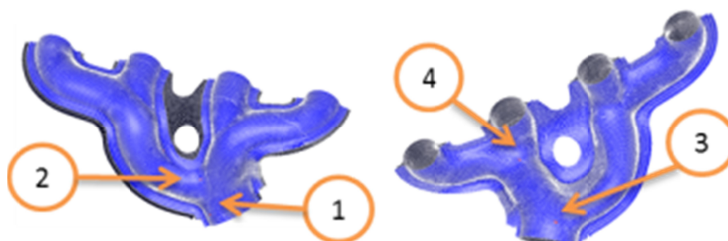
Apesar dos valores absolutos de tensão máxima principal serem baixos (da ordem de 20 MPa), as maiores diferenças aparecem nas regiões onde ocorreram os maiores aumentos ou reduções de espessuras, ora visualizadas nos resultados da simulação de estampagem. Isso indica de certa forma a influência da variação de espessura nas análises.

Entretanto, conforme detalhado no item 3.2.2, deve-se levar em consideração que os valores são referentes a um carregamento de 1 G. A análise estrutural serviu para gerar os dados de tensões necessários ao cálculo de fadiga, o qual também considerou o carregamento real de acelerações, aquisitado em hidropulsador. Na aquisição puderam-se notar acelerações de até 6 G (vide Figura 3.11). Os resultados das análises utilizando esses dados estão mais bem detalhados no item 4.3, análise de fadiga.

A Tabela 4.1 mostra um resumo dos resultados da análise linear estática realizada para cada condição. Os valores são referentes à tensão máxima principal nas regiões com maior concentração de tensão de cada caso.

Tabela 4.1 – Valores máximos de tensão para as condições calculadas

Espessura	Temperatura	Eixos					
		X		Y		Z	
		MPa	Região	MPa	Região	MPa	Região
Constante	T=20°C	9,3	1	12,4	2	5,6	1
Variável	T=20°C	9,5	1	12,5	2	8,8	1
Constante	T=700°C	9,0	1	8,6	3	10,6	4
Variável	T=700°C	9,2	1	8,5	3	10,6	4



Algumas regiões apresentaram valores maiores que os indicados na tabela, porém em uma análise mais apurada notou-se que se tratava de distorções devido ao tipo de elemento rígido (RBE) utilizado para a representação da solda do coletor. Assim tais valores foram desconsiderados.

4.3. Resultados do Cálculo de Fadiga

A proposta do presente trabalho foi a de avaliar a influência dos efeitos do processo de conformação na vida em fadiga de um componente do sistema de exaustão automotivo, denominado coletor de exaustão, considerando o ambiente de projeto e o uso de simulações virtuais.

Para poder mensurar a influência da conformação, escolheu-se o efeito da variação de espessura para representar essa condição. Outros efeitos induzidos pelo processo de conformação são tidos como importantes, como por exemplo, a deformação plástica e as tensões residuais. No entanto, precisa-se levar em consideração a relação dessas variáveis com a temperatura, já que o componente trabalha em regimes de alta temperatura. Dada a complexidade dessa relação, tais variáveis não foram levadas em consideração nos cálculos de fadiga.

Foi feita ainda uma estimativa de vida baseada nos dados de deformação aquiridos em veículo. Os valores de deformação foram transformados em valores de tensão considerando a proporcionalidade da lei de Hooke, $\sigma = E \cdot \varepsilon$, sendo o módulo de elasticidade E considerado conforme os valores da Tabela 3.2, com os dados do material a temperatura de 700°C. Para o cálculo de fadiga da condição medida, o software considerou apenas os dados da aquisição transformados em tensões e os dados de materiais, já que o sinal da pista não era necessário.

Assim, foram calculadas as seguintes condições:

- Espessura constante à temperatura de 700°C – condição base para comparação;
- Espessura variável à temperatura de 700°C – condição proposta;
- Aquisição em hidropulsador à temperatura de 700°C – condição comparativa.

Nas Figuras 4.12, 4.13 e 4.14 estão apresentados os valores de Dano acumulado para os elementos representativos das regiões mais críticas. Essas regiões foram escolhidas com base nos resultados da simulação de estampagem e da análise estrutural, bem como dos resultados da aquisição feita em hidropulsador, detalhado no item 3.3.

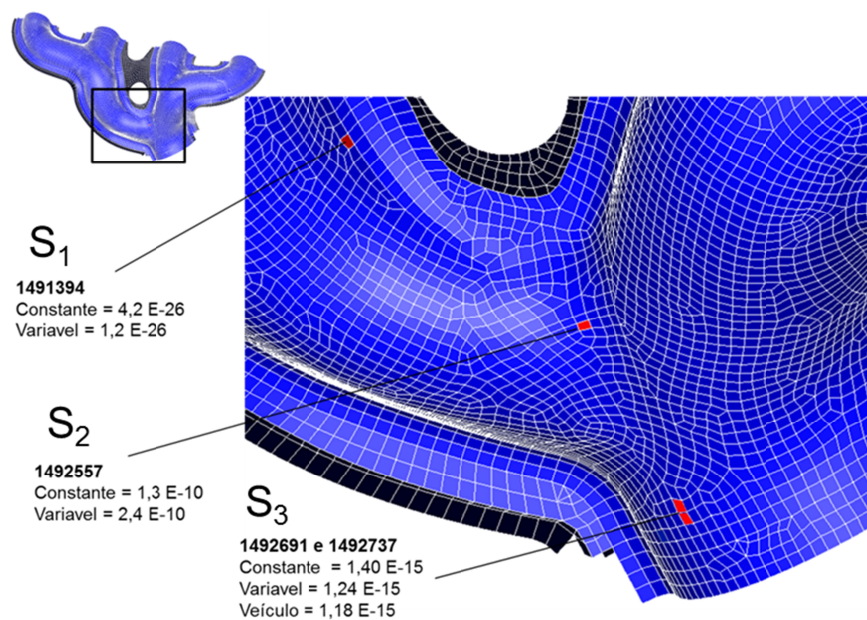


Figura 4.13 – Dano acumulado por elemento representativo das regiões mais críticas

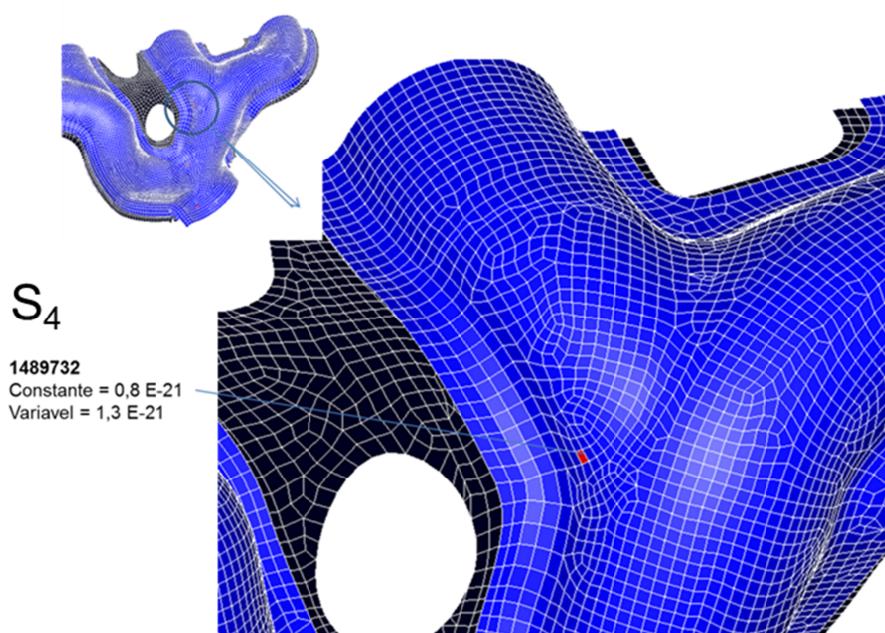


Figura 4.14 – Dano acumulado por elemento representativo das regiões mais críticas

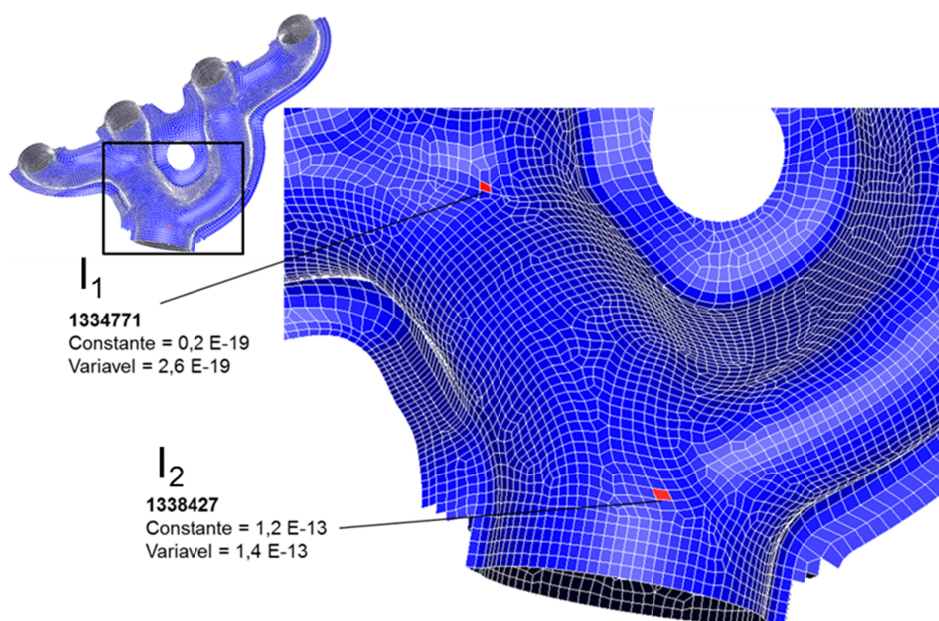


Figura 4.15 – Dano acumulado por elemento representativo das regiões mais críticas

Na Tabela 4.2 estão apresentados os dados de dano acumulado (D), baseado na equação 2.23, e os dados de vida (N_f), calculada como sendo o inverso do dano, para os elementos das regiões mais críticas, conforme demonstrado nas Figuras 4.12, 4.13 e 4.14.

Em geral, a peça apresenta valores de vida infinita para o critério adotado de 10^7 ciclos ou 18.000 repetições (item 3.2.4). Os valores de dano acumulado são extremamente pequenos para as duas condições de espessura do coletor, constante e variável, indicando que para o critério de avaliação estabelecido elas podem ser consideradas equivalentes.

Entretanto, avaliando mais criteriosamente os dados, é possível notar que os valores de dano acumulado para a condição de espessura variável são maiores que para a espessura constante em quatro dos seis pontos escolhidos.

No ponto S₃, correspondente ao ponto 8 aqusitado em hidropulsador (vide Figura 3.12), os valores para a condição de espessura variável ficaram mais próximos aos da medição, indicando a possível influência do efeito de processo na vida em fadiga do componente estudado. Resultados parecidos também foram encontrados por Wu-rong *et al.* (2009), Facchinetti *et al.* (2007), Li *et al.* (2006), Gaier *et. al* (2006) e Aytekin (2005).

Vale ressaltar que apenas a variação de espessura foi escolhida como efeito do processo de estampagem no presente trabalho. Assim, em casos onde outras variáveis possam ser

consideradas, os valores tenderão sempre a estar mais próximos das medições. Deve-se considerar ainda que outros fatores também foram desprezados para simplificar as análises, como por exemplo, o carregamento dinâmico e térmico provenientes do motor, o que pode levar a uma maior diferença de resultados entre as condições de espessura.

Tabela 4.2 – Resumo dos cálculos de vida para espessura constante e variável

Ponto	Constante		Variável		Hidropulsador	
	D (dano)	N_f (vida)	D (dano)	N_f (vida)	D (dano)	N_f (vida)
S ₁	1,24E-26	8,06E+25	1,99E-26	5,03E+25	--	--
S ₂	3,13E-10	3,19E+09	1,82E-10	5,49E+09	--	--
S ₃	1,40E-15	7,14E+14	1,24E-15	8,06E+14	1,18E-15	8,47E+14
S ₄	2,93E-22	3,41E+21	5,05E-22	1,98E+21	--	--
I ₁	5,55E-21	1,80E+20	6,52E-20	1,53E+19	--	--
I ₂	7,36E-14	1,36E+13	8,31E-14	1,20E+13	--	--

5 DISCUSSÕES

O objetivo deste trabalho foi o de estudar um modelo pelo Método dos Elementos Finitos que inclua os efeitos da variação de espessura provenientes do processo de estampagem para a análise de vida em fadiga de um componente do sistema de exaustão automotivo.

Primeiramente foi realizada a simulação do processo de estampagem, utilizando o software comercial AUTOFORM, onde foi possível identificar as mudanças de espessura na geometria do componente estudado, bem como a quantificação das variáveis relevantes ao processo de conformação. O resultado dessa simulação, isto é, os dados de espessura de cada nó da malha gerada no AUTOFORM, foram transportados para a malha de elementos finitos através de um procedimento disponível no próprio software. Assim, a malha de elementos finitos absorveu as medidas de espessura em cada nó da malha.

A malha de elementos finitos mapeada foi então utilizada para as análises estruturais posteriores. Foram realizadas análises linear estática nas condições de espessura constante e espessura variável, de forma a identificar as diferenças entre as condições. Como dado de entrada, foi imputado um carregamento de 1 G na estrutura de forma a identificar o mapa de tensões no componente analisado. Os dados do material foram incluídos nessa análise considerando uma condição de temperatura de 700°C, conforme a Tabela 3.2.

Os resultados da análise estrutural foram então transportados ao software não comercial de cálculo de fadiga, denominado CalcDano. Esse software considerou para o cálculo a curva S-N, utilizando o modelo de Wöhler-Goodman-Miner para o cálculo do Dano acumulado. O sinal de excitação utilizado foi aquisitado em um veículo na rota de durabilidade simulada através de hidropulsador, utilizando um acelerômetro triaxial. Assim, após tratamento em excel e posterior conversão para texto (.DAT), os dados de aceleração em cada eixo puderam ser inseridos no software.

Adicionalmente foram realizadas medições de deformação em simulador veicular (hidropulsador), simulando uma rota de durabilidade real. O coletor de exaustão foi instrumentado com quatro extensômetros tipo ponte na região perto do flange, dispostos no eixo X por ser o mais crítico para essa região (Figura 3.11 e Tabela 4.1).

Os resultados do cálculo de fadiga demonstraram que ambas as condições de espessura, constante e variável, atingem vida infinita. Entretanto, apesar dos valores de dano acumulado serem pequenos, após a seleção de algumas regiões consideradas críticas nas simulações precedentes (estampagem e estrutural), pôde-se notar que na maior parte dessas regiões os valores de dano acumulado eram inferiores para a condição de espessura constante, dando indicativos sobre a influência da variação de espessura na vida do componente estudado.

Os resultados do cálculo de vida para a condição de espessura variável se mostraram em geral mais conservadores. Outra indicação importante é que a condição de espessura variável se aproximou mais dos valores de dano acumulado e vida calculados para a medição com extensômetro, sugerindo que a utilização dos dados de processo auxilia na aproximação entre os resultados do cálculo de vida e a condição real.

Assim, é possível dizer que o objetivo do trabalho foi atingido, já que os resultados da condição que considerou os efeitos do processo indicaram resultados mais conservativos e mais próximos da medição no ponto indicado.

Devem-se considerar também as limitações e considerações que foram feitas visando diminuir a complexidade do estudo. Com isso são esperadas diferenças nos valores absolutos quando comparada prática e simulação. Entretanto, relativamente à condição original (espessura constante), os valores para a condição proposta podem ser considerados satisfatórios.

6 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

6.1. Conclusões

Com base nas análises e discussões dos resultados apresentados neste trabalho, podem-se tecer as seguintes conclusões principais:

- Apesar da situação do problema estudado neste trabalho ser resumida a apenas uma variável de processo, os resultados demonstraram que o modelo de cálculo de vida que considerou a variável de processo se aproximou mais da prática. Isso corrobora os resultados encontrados na literatura acerca da influência das variáveis de processo nas simulações (WU-RONG *et al.*, 2009; GAIER *et. al*, 2006; CHIEN *et al.*,2005; HAN *et.al.*, 2006; FACCHINETTI *et al.*, 2007);
- O modelo de cálculo que considera a variável de processo é relativamente simples de ser adotado nas fases iniciais de desenvolvimento, desde que as ferramentas de simulação estejam disponíveis;

Os valores de dano acumulado obtidos através do cálculo de fadiga foram muito pequenos para todas as condições avaliadas, o que limita de certa forma a comparação entre as condições. Entretanto, vale destacar que outros efeitos de processo podem ser considerados, como por exemplo a mudança de resistência localizada do material em função da deformação plástica, o que pode aumentar a precisão dos dados.

Outro fator importante é com relação aos carregamentos. Influências provenientes do motor, como temperatura e excitação de segunda ordem, provocam um carregamento mais complexo sobre o componente estudado e podem diminuir significativamente a resistência mecânica da peça. Com isso, análises mais detalhadas devem ser realizadas de forma a identificar o dano total acumulado, e conseqüentemente, a vida do componente. Medições de tensão diretamente em veículo podem ser realizadas, utilizando extensômetros resistentes à temperatura

e considerando todas as direções (X, Y, Z), podendo ser posteriormente correlacionados aos dados simulados.

Como conclusão secundária alcançada pelo trabalho pode-se destacar o ganho de conhecimento no ambiente de projeto dos processos de fabricação. Ainda nessa linha, outra consideração que se deve fazer é com relação à importância da participação das áreas de planejamento de processo durante as fases iniciais de desenvolvimento, já que a simulação de estampagem depende muito da experiência e do conhecimento do processo. Em contrapartida, o ganho de conhecimento para o time de processo pode gerar processos de fabricação mais robustos e que auxiliem na melhora das características do produto.

6.2. Recomendações

Em função das limitações, simplificações e considerações feitas neste trabalho, porém também considerando os resultados positivos alcançados, é possível vislumbrar um grande potencial de estudo para a melhoria do modelo de cálculo de fadiga. Dessa forma, a seguir estão apresentadas algumas sugestões para trabalhos futuros.

- Investigação das influências da temperatura nos efeitos de processo como tensão residual e deformações plásticas induzidas;
- Consideração das influências de carregamentos dinâmicos e não-lineares associadas aos efeitos de processo durante as simulações;
- Consideração de fatores termomecânicos na vida em fadiga associados aos efeitos de processo;
- Estudos práticos da influência das resultantes de processo na vida em fadiga, como por exemplo, variando o nível de deformação plástica e vendo sua influência na vida do componente.

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ALVES, A. Elementos Finitos – A base da tecnologia CAE. 2. ed. São Paulo: Editora Érica, 2000
- AYTEKIN, O.. Numerical and Experimental Investigation of Fatigue Life in Deep Drawn Parts, Dissertação de Mestrado, Middle East Technical University – ODTÜ, 2005
- ARGYRIS, J. H. e KELSEY, S. – Energy Theorems and Structural Analysis, Aircraft Engineering, Vols. 26 e 27, 1955.
- AUTOFORM user's manual, version 4.
- BANNANTINE, J. A., COMER, J. J., HANDROCK, J. L. Fundamentals of metal fatigue analysis. Englewood Cliffs: Prentice Hall, 1990. 273 p.
- BATHE, K-J – Finite Element Procedures in Engineering Analysis, Prentice-Hall, 1982.
- BROEK, D. Elementary engineering fracture mechanics. 4 ed. Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 1996. 516 p.
- BROZZO P., DELUKA B. AND RENDIA R., A new method for the prediction of formability in metal sheets, Proceedings of the Seventh Biennial Conference on Sheet Metal Forming and Formability IDDRG (1972).
- COCKCROFT M.G. AND LATHAM D.J., Ductility and the workability of metals, J. Inst. Met. 96 (1968), pp. 33–39.
- COLLINS, J. A. Failure of materials in mechanical design. Analysis prediction prevention. 2 ed. New York: John Wiley & Sons, 1993. 654 p.
- CONFORMAÇÃO NA PRENSA – Fascículo de Informação Técnica nº6, Usiminas, 1984.
- COSTA, A.R. Análise da estampagem de chapas metálicas utilizando elementos finitos. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, 2003
- COSTA JDM, ABREU LMP, PINHO ACM, FERREIRA JAM. Fatigue behaviour of tubular AlMgSi welded specimens subjected to bending-torsion loading. Fatigue Fract Eng Mater Struct 2005;28:399–407.
- CHIEN WY, PAN J, CLOSE D, HO S. Fatigue analysis of crankshaft sections under bending with consideration of residual stresses. Int J Fatigue 2005;27:0142–1123.

CIMM - CENTRO de Informação Metal Mecânica, Disponível em: http://www.cimm.com.br/portal/material_didatico/6486. Acesso em 5 Jul. 2011.

CLOUGH, R. W. – The Finite Element in Plane Stress Analysis, Proceedings, 2ª A.S.C.E Conference on Electronic Computation, Pittsburgh, Pa., Setembro 1960.

DAVIS E. A., Extension of interation method for determining strain distributions to the uniformly stresses plate with a hole. Journal of Applied Mechanics. June (1963), pp 210-214.

DIETER G. E. (edited by), Workability Testing Techniques. 1st ed., American Society for Metals, Metals Park, 1984, ISBN: 087170174X.

DOYLE L.E., MORRIS J.L., J.L. LEACH, G.F. SCHRADER, Processos de Fabricação e Materiais. 2nd ed., Editora Edgard Blücher, São Paulo, São Paulo, 1978.

DOWLING, N. E. Mechanical behavior of materials. Engineering methods for deformation, fracture, and fatigue. 2 ed. Upper Saddle River: Prentice Hall, 1999. 833 p.

FACCHINETTI M.L., WEBER B., DOUDARD C. e CALLOCH S., Coupling of Forming Process and Fatigue Design Computations: A Local Approach, Adv. Eng. Mat. 11 (2009), pp. 736–741

FERNANDES, L. F. – Avaliação do Critério de Ruptura na Simulação de Estampagem Baseado em Curvas Limites de Conformação, Tese de Mestrado, Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1999.

FUCHS, H.O., STEPHENS, R.I., Metal Fatigue in Engineering, John Wiley&Sons, New York, 1980.

GAIER, C., KOSE, K., HEBISCH, H., PRAMHAS, G., Coupling forming simulation and fatigue life prediction of vehicles components. NAFEMS 2006.

HAN L, YOUNG KW, CHRYSANTHOU A, O’SULLIVAN JM. The effect of pre-straining on the Mechanical behavior of self-piercing riveted aluminum alloy sheets. Mater De 2006;27:1108–13.

HINTON, E. e OWEN, D.R.J – An introduction to Finite Element Computations, Pineridge Press Limited, 1979.

HOSFORD, W. F. e CADDELL, R. M. – Metal Forming – Mechanics and Metallurgy, Prentice-Hall, 1983.

HOSFORD, W. F. e DUNCAN, J. L. – Sheet Metal Forming: A Review, JOM, 1999.

KHAN ZULFIQAR AHMAD, HADFIELD MARK. Manufacturing induced residual stress influence on the rolling contact fatigue life performance of lubricated silicon nitride bearing materials. *Mater Des* 2007;28:2688–93.

KUBLI, W., REISSNER, J., 1995. Optimization of sheet-metal forming processes using the special-purpose program AUTOFORM. *J. Mater. Process. Technol.* 50 (1–4), 292–305

LI B, REIS L, DE FREITAS M. Simulation of cyclic stress/strain evolutions for multiaxial fatigue life prediction. *Int J Fatigue* 2006;28:451–8.

LINDBERG R. A., *Processes and Materials of Manufacture*, Prentice Hall, 4th ed., Prentice-Hall, Englewood Cliffs, NJ, 1990, ISBN 0205120318.

LOPES, K.S.S., *Influência dos Parâmetros de Usinagem na Resistência à Fadiga de Aços AISI 4140 Tese de Mestrado, Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2006.*

LS-DYNA keyword user's manual, vol. 1, Version 971.

MAKINOUCHI, A. Sheet metal forming simulation in industry. *Journal of materials processing technology.* v. 60, p.19-26. 1996

MALLOWS, D. F. e PICHERING, W. J. *Stress Analysis Problems in S.I. Units*, Pergamon Press, 1972.

MARRON GUY C, PATOU PASCAL F., Effect of forming in the design of deep-drawn structural parts. In: *Proceedings of the 1998 TMS annual meeting, February 1998.* p. 25–36.

MEGGIOLARO, M.A., CASTRO, J.T.P., “ViDa - Danômetro Visual para Automatizar o Projeto à Fadiga sob Carregamentos Complexos”, *RBCM*, v. 20, n. 4, pp. 666-685, 1998.

NAGAPADMAJA P, KALYANARAMAN V, SATISH KUMAR SR, RAO BN. Fatigue crack propagation analysis of surface cracks in tube elbows. *Int J Fatigue* 2008;30:734–44.

OYANE M., SATO T., OKIMOTO K. AND SHIMA S., Criteria for ductile fracture and their applications. *Journal of Mechanical Working and Technology* 4 (1980), pp. 65– 81.

PARMAR A. AND MELLOR P.B., Plastic expansion of a circular hole in sheet metal subjected to biaxial tensile stress. *International Journal of Mechanical Sciences.* 20 (1978), pp. 707–720.

PETRACONI, C., *Análise Comparativa do Comportamento de Fadiga do Gancho Reboque Posterior de um Veículo Automotor, Tese de Mestrado, Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2008.*

PHILLIPS, P. L., Study of 2.5D Microstructural Modeling Techniques used for Material Property Identification, Master Thesis, The School of Engineering, University of Dayton, Dayton – Ohio – USA, 2009

REED-HILL, R. E., Princípios de Metalurgia Física, Guanabara, 1973.

REIS, L.C., Estudo dos parâmetros de influência na simulação numérica de estampagem de chapas, Tese de Mestrado, Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2002.

RYOSUKE MATSUI, YOSHIYASU MAKINO, HISAAKI TOBUSHI, YUJI FURUICHI, FUSAHITO YOSHIDA. Influence of strain ratio on bending fatigue life and fatigue crack growth in TiNi shape-memory alloy thin wires. Mater Trans 2006;47:759–65.

SCHACHER H.-D., Entwicklungstendenzen in der Massivumformung für die Automobilindustrie, in: Seminarband Neuere Entwicklungen in der Massivumformung, Stuttgart, Germany, June 3-4, 1997.

SILVA, H. C. Análise da simulação numérica do ensaio nakazima via método de elementos finitos. Dissertação de Mestrado, Setor de Tecnologia, UFPR, Curitiba, 2005.

SOLIDWORKS WEB HELP 2011 – online, <http://help.solidworks.com/> - acessado em junho de 2011

SMITH, I. M. e GRIFFITHS, D. V. – Programming the Finite Element Method, John Wiley & Sons Ltd., 1982

SURESH, S., Fatigue of Materials, 2 ed. Cambridge University Press. 2001

TADA H – The Stress Analysis of Cracks Handbook. ASME Press, USA., 2000.

TAKUDA H., FUJIMOTO H., KURODA Y. AND HATTA N., Finite element analysis of formability of a few kinds of special steel sheets, Steel research. 9 (1997), pp. 398- 402.

TEIXEIRA, R.S., Metodologia de Análise de Fadiga em Componentes Estruturais de Aço Baseada na Mecânica da Fratura – Tese de Mestrado, Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2004.

TEKKAYA, A.E. – State of the art of simulation of sheet metal forming, Journal of Material Processing Technology, 103, PG. 14-22, 2000.

TURNER, M. J., CLOUGH, R. W., MARTIN, H. C. e TOPP, L. J. – Stiffness and Deflection Analysis of Complex Structures, Journal of Aeronautical Analysis, Vol. 23, pg. 805-823, 1956.

USAN, M., Automotive Component Product Development Enhancement Through Multi-Attribute System Design Optimization In an Integrated Concurrent Engineering Framework. MSc. Thesis, MIT, 2005.

VAJPAYEE, S. K. Principles of computer-integrated manufacturing. Columbus: Prentice –Hall, 1995.

WU-RONG, W., GUANLONG, C., ZHONG-QUIN, L. The study on the fatigue FEM analysis considering the effect of stamping. Materials and Design 2009;30:1588-94.

ZAPATERO J, MORENO B, GONZALEZ-HERRERA A. Fatigue crack closure determination by means of finite element analysis. Eng Fract Mech 2008;75:41–57.