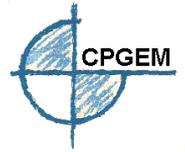




UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de
Minas



Av. Antônio Carlos, 6627 - Campus da UFMG – Pampulha
Escola de Engenharia - Bloco 2 - Sala 2230 - Belo Horizonte - MG - CEP 31270-901
Tel.: 31 3409-1801/3652 Fax: 31 3409-1815 e-mail: cpgem@demet.ufmg.br

José Adalardo Beluco

Dissertação de mestrado

“Simulação Computacional do
Roletamento de Eixo Virabrequim de
Compressor Monocilíndrico de Ferro
Fundido Nodular Austemperado ”

Março/2011



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de
Minas



Av. Antônio Carlos, 6627 - Campus da UFMG – Pampulha
Escola de Engenharia - Bloco 2 - Sala 2230 - Belo Horizonte - MG -
CEP 31270-901
Tel.: 31 3409-1801/3652 Fax: 31 3409-1815
e-mail: cpgem@demet.ufmg.br

Dissertação de mestrado

**“Simulação Computacional do Roleamento de Eixo Virabrequim de Compressor
Monocilíndrico de Ferro Fundido Nodular Austemperado ”**

Autor: José Adalardo Beluco
Orientador: Prof. Paulo Roberto Cetlin, Dr.

Março/2011



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de
Minas



Av. Antônio Carlos, 6627 - Campus da UFMG – Pampulha
Escola de Engenharia - Bloco 2 - Sala 2230 - Belo Horizonte - MG -
CEP 31270-901
Tel.: 31 3409-1801/3652 Fax: 31 3409-1815
e-mail: cpgem@demet.ufmg.br

José Adalardo Beluco

**“Simulação Computacional do Roleteamento de Eixo Virabrequim de Compressor
Monocilíndrico de Ferro Fundido Nodular Austemperado ”**

Dissertação de mestrado apresentada
ao Curso de Pós-Graduação em
Engenharia Metalúrgica e de Minas da
Universidade Federal de Minas Gerais

Área de concentração: Ciências e Engenharia dos Materiais

Orientador: Prof. Paulo Roberto Cetlin, Dr.

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

Março/2011

Dedico este trabalho a meus pais Antônio Beluco e Maria Angélica, a minha esposa Aline, e aos meus filhos Leonardo e Luciana

AGRADECIMENTOS

A Deus, por estar sempre presente iluminando a minha vida.

Aos meus pais Antonio Beluco e Maria Angélica, que sempre estiveram ao meu lado, a todos os meus familiares pelos momentos felizes , a minha esposa Aline pelo amor e incentivo e aos meus queridos filhos Leonardo e Luciana pela alegria que me proporcionam.

Ao Professor Dr. Paulo Roberto Cetlin, pelos ensinamentos e pelo exemplo de dedicação e companheirismo.

À Professora Dra. Maria Tereza Paulino de Aguiar, pela grande colaboração e amizade.

À direção da Universidade de Itaúna na pessoa do Reitor Faiçal David Freire Chequer.

Aos professores da Faculdade de Engenharia, em especial aos colegas José Felipe Dias, Ralney Nogueira de Faria, Francis José Saldanha Franco e Antônio Lombardo.

Agradeço em especial ao amigo Ewerton Augusto Sousa Nogueira pela grande colaboração neste meu trabalho.

SUMÁRIO

SUMÁRIO.....	vi
LISTA DE FIGURAS.....	viii
LISTA DE GRAFICOS.....	xi
LISTA DE TABELAS.....	xii
LISTA DE NOTAÇÕES.....	xiii
RESUMO.....	xiv
ABSTRACT.....	xv
CAPÍTULO 1 – INTRODUÇÃO.....	1
CAPÍTULO 2 – OBJETIVOS.....	3
CAPÍTULO 3 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
3.1 Ferro fundido nodular austemperado	4
3.1.1 Vantagens técnicas do ADI	8
3.1.2 Limitações técnicas do ADI	10
3.2 Fadiga do ADI	10
3.3.1 Ensaio de fadiga.....	13
3.3.2 Comportamento à fadiga do ADI	15
3.3 Encruamento do ADI	16
3.4 Eixo virabrequim	22
3.4.1 Falhas em eixos virabrequins	23
3.4.2 Encruamento por roleteamento em eixos virabrequins	24
3.5 Deform 3DTM.....	29
3.5.1 História do Método de Elementos finitos	29
3.5.2 Apresentação do software Deform 3DTM.....	29
3.5.3 Aplicações do Deform 3DTM.....	30

CAPÍTULO 4 – MATERIAL E MÉTODOS.....	32
4.1 Levantamento dos dados	32
4.1.1 Resultado do ensaio de tração	34
4.2 Eixo virabrequim e roletes para a simulação do roleteamento	37
4.3 Simulação computacional do processo de roleteamento	39
4.3.1 Primeira etapa do processo de simulação computacional	40
4.3.2 Segunda etapa do processo de simulação computacional	42
4.3.3 Terceira etapa do processo de simulação computacional	43
4.4 Finalização da implementação da simulação	43
CAPÍTULO 5 - APRESENTAÇÃO E DISCUÇÃO DOS RESULTADOS	44
5.1 Resultados da aplicação de força na simulação computacional	44
5.2 Resultados da simulação computacional de roleteamento no eixo virabrequim fabricado em ferro fundido nodular austemperado no sentido longitudinal	46
5.3 Resultados da simulação computacional de roleteamento no eixo virabrequim fabricado em ferro fundido nodular austemperado no sentido transversal	55
CAPÍTULO 6 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	66
6.1 Conclusões	66
6.2 Sugestões para trabalhos futuros	66
CAPÍTULO 7 – REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	67
ANEXO I	70

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1	Microestruturas de amostras austemperadas a 350°C durante: a) 30 min., b) 60 min. MO, 500X, região central (núcleo). Reativo Le Pêra	8
Figura 3.2	Microestruturas de amostras austemperadas a 350°C durante: a) 30 min., e b) 90 min. MO, 1000X, região central (núcleo). Reativo Le Pêra	8
Figura 3.3	Representação esquemática mostrando os estágios I e II da propagação de trinca de fadiga em metais policristalinos	12
Figura 3.4	Máquina para realização do ensaio - Flexão rotativa. Modelo RB 200 A ..	14
Figura 3.5	Roletamento em corpos de prova para ensaios de fadiga	14
Figura 3.6	Roletamento em corpos de prova para ensaios de fadiga	14
Figura 3.7	Influência da forma e dimensão da grafita na resistência à fadiga por flexão rotativa	15
Figura 3.8	Influência da temperatura de austêmpera no limite de resistência à fadiga e à tração no	16
Figura 3.9	Características das discordâncias	17
Figura 3.10	Alteração nas propriedades mecânicas de um metal com a presença de conformação plástica à frio (encruamento)	19
Figura 3.11	Corpos de prova para realização dos ensaios de microdureza. A) corpo de prova original. B e C) corpos de prova usinados para ensaios internos	20
Figura 3.12	Comparação entre propriedades à fadiga do ADI e diferentes classes de aços forjados	22
Figura 3.13	Virabrequim Mercedes Bens, compressor de ar	23
Figura 3.14	Superfície de fratura de um eixo virabrequim apresentando marcas de praia caracterizando ruptura por fadiga	24
Figura 3.15	Efeito de superposição das tensões aplicada e residual. (a) distribuição de tensões em um eixo sob flexão; (b) perfil de distribuição típico das tensões residuais de um jateamento de granalhas; (c) perfil resultante da superposição das tensões aplicada e residual	25

Figura 3.16	Micrografia da região do entalhe de um eixo virabrequim roletado, mostrando a microestrutura deformada próxima a superfície. As setas mostram locais em que a microestrutura “olho de boi” foi completamente deformada. Ataque Nital 2%	26
Figura 3.17	Diagrama esquemático do ferramental para roleteamento superficial em um eixo virabrequim	27
Figura 3.18	Influência do roleteamento superficial sobre a fadiga dos ferros fundidos perlítico e ferrítico	28
Figura 3.19	Elementos finitos de um corpo de prova	30
Figura 3.20	Estado de tensões do corpo de prova durante o ensaio de tração	31
Figura 3.21	Alongamento durante o ensaio de tração	31
Figura 4.1	Micro estrutura do ferro fundido nodular após tratamento de austempera ..	34
Figura 4.2	Região do eixo a ser seccionada para análise no software	38
Figura 4.3	Roletes ou apoio superior e inferior, posicionados simetricamente, para serem inseridos no Deform 3D TM	39
Figura 4.4	Geração da malha no eixo com a posição do corte para visualização	40
Figura 4.5	Região do refino da malha, corte realizado a 3,6mm do flange	41
Figura 4.6	Conectividade entre os três elementos	42
Figura 5.1	A região indicada mostra a deformação plástica após aplicação da força de 1000N	44
Figura 5.2	Força total no passo 30 da primeira etapa, direção Z.....	45
Figura 5.3	Força total no final da primeira etapa, direção Y.....	46
Figura 5.4	Corte no sentido longitudinal para análise das tensões e deformações.....	47
Figura 5.5	Deformação efetiva ao final da primeira etapa da simulação.....	47
Figura 5.6	Isolinhas da deformação efetiva ao final da simulação.....	48
Figura 5.7	Isolinhas ampliadas da deformação efetiva ao final da simulação.....	48
Figura 5.8	Isolinhas da deformação na direção X.....	49

Figura 5.9	Isolinhas da tensão efetiva no 4º final da simulação computacional.....	50
Figura 5.10	Isolinhas da tensão efetiva no 5º final da simulação computacional.....	51
Figura 5.11	Isolinhas da tensão efetiva no 5º sem ampliar.....	51
Figura 5.12	Isolinhas da tensão média residual.....	52
Figura 5.13	Isolinhas da tensão residual na direção X.....	53
Figura 5.14	Isolinhas da tensão residual na direção Y.....	54
Figura 5.15	Corte transversal para análise das deformações e tensões residuais.....	55
Figura 5.16	Indicações das regiões analisadas.....	56
Figura 5.17	Isolinhas da deformação efetiva ao final do quinto ciclo da simulação.....	56
Figura 5.18	Isolinhas da deformação efetiva ao final do quinto ciclo no flange.....	57
Figura 5.19	Isolinhas da deformação em X ao final do quinto ciclo.....	58
Figura 5.20	Isolinhas da deformação em X ao final do quinto ciclo no flange.....	58
Figura 5.21	Isolinhas da tensão efetiva ampliada ao final do quinto ciclo.....	59
Figura 5.22	Isolinhas da tensão efetiva ao final do quinto ciclo.....	60
Figura 5.23	Isolinhas da tensão efetiva no flange.....	60
Figura 5.24	Isolinhas da tensão média no centro do raio.....	61
Figura 5.25	Isolinhas da tensão média no flange.....	62
Figura 5.26	Tensão residual na direção Y.....	63
Figura 5.27	Isolinhas da tensão em Y no flange.....	63
Figura 5.28	Tensão residual na direção Z no centro do raio.....	64
Figura 5.29	Tensão residual na direção Z no flange.....	65

LISTA DE GRÁFICOS

Gráfico 3.1	Ciclo de tratamento térmico para obtenção do ADI	7
Gráfico 3.2	Curvas S-N ou curvas de Wöhler	11
Gráfico 3.3	Variação das propriedades mecânicas em função do encruamento	18
Gráfico 3.4	Gráfico comparativo de dureza HV do corpo de prova 1.....	20
Gráfico 3.5	Gráfico comparativo de dureza HV do corpo de prova 2	21
Gráfico 4.1	Ensaio de tração em corpo-de-prova de ferro fundido austemperado	34
Gráfico 4.2	Reta de regressão ajustada aos dados do gráfico 6.1 possibilitando a determinação do módulo de elasticidade do ferro fundido austemperado	35
Gráfico 4.3	Curva tensão x deformação verdadeira.....	36
Gráfico 4.4	Gráfico dos pontos inseridos na biblioteca do Deform 3D TM	37
Gráfico 5.1	Evolução da deformação efetiva nos 5 ciclos simulados.....	48
Gráfico 5.2	Deformação total em x.....	49
Gráfico 5.3	Tensão efetiva no sentido longitudinal.....	51
Gráfico 5.4	Evolução da tensão média na simulação.....	52
Gráfico 5.5	Evolução da tensão na direção X.....	53
Gráfico 5.6	Evolução da tensão na direção Y.....	54
Gráfico 5.7	Evolução da deformação efetiva residual.....	57
Gráfico 5.8	Evolução da deformação residual em X.....	58
Gráfico 5.9	Evolução da tensão efetiva.....	60
Gráfico 5.10	Evolução da tensão média.....	62
Gráfico 5.11	Evolução da tensão residual na direção Y.....	63
Gráfico 5.12	Evolução da tensão residual na direção Z.....	65

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1	Classificação do ADI segundo norma ASTM 897	5
Tabela 3.2	Efeito do roleteamento e tratamento térmico de austêmpera sobre as propriedades de fadiga em flexão reversa em virabrequins	28
Tabela 4.1	Propriedades físicas do ferro fundido nodular austemperado	33
Tabela 4.2	Composição química do ferro fundido nodular austemperado	33
Tabela 4.3	Dados inseridos no Deform 3D TM	36

LISTA DE NOTAÇÕES

ε_v	Deformação verdadeira
σ_{\min}	Tensão mínima
σ_{\max}	Tensão máxima
σ_r	Tensões residuais
σ_m	Tensão média
σ_v	Tensão Verdadeira
σ_r	Intervalo de tensões
σ_a	Amplitude da tensão
A	Alongamento
ADI	Austempered Ductile Iron
CE	Carbono Equivalente
F.F.	Ferro Fundido
FEM	Finit Elements Methods
HB	Dureza Brinell
LE	Limite de escoamento
LR	Limite de resistência
MEF	Método Elementos Finitos
MO	Microscopia ótica
R	Razão de Tensões
S_n	Limite de Fadiga

RESUMO

Simulou-se o roleteamento de um eixo virabrequim fabricado em ferro fundido nodular austemperado, conhecido como ADI (Austempered Ductile Iron), utilizando o método de elementos finitos, através do *software* Deform 3DTM. O roleteamento é um tratamento usado em peças de aço e ferro fundido em regiões de concentração de tensão, a fim de melhorar as propriedades de resistência à fadiga. O processo aumenta a dureza e introduz tensões residuais compressivas na superfície do material a ser processado, reduzindo as tensões de tração atuantes em peças submetidas a cargas cíclicas. A avaliação da resistência à fadiga de um eixo virabrequim fabricado em ADI é de grande importância, sobretudo do ponto de vista industrial e a aplicação de modelos matemáticos de previsão de vida à fadiga é uma ferramenta útil que auxilia na confecção de projetos e no processo de fabricação. O projeto do eixo foi fornecido pela Schulz Compressores e a aplicação da força com intensidade de 400N, no raio de concordância do munhão com o flange, foi realizada por meio de dois roletes de 45mm de diâmetro com raio de curvatura de 2mm e espessura de 1,48mm. Após a simulação foram analisadas as distribuições das deformações e as tensões residuais nos sentidos transversal e longitudinal da peça.

ABSTRACT

In this work, simulation of rolling has been done relating to one crankshaft made of A.D.I. (Austempered Ductile Iron), through Deform 3D™ application *software*. Rolling is a cold work process widely applied in regions of stress concentration of steel and casted iron in order to improve fatigue resistance properties. This process increases the hardness and it introduces residual compressive stresses in materials surfaces of pieces to be manufactured, reducing their tension stresses when it is subjected to cycling loads. The fatigue resistance evaluation of one crankshaft, made of A.D.I. has a great importance, mainly due to industrial point of view. The use of mathematical models for predicting fatigue life is a very useful tool that helps during conception project and manufacturing process. The related crankshaft project was supplied by Schulz Compressors industry, and the load application force of 400N in the fillet radius between the trunnion and the flange of the crankshaft was performed by two rollers of 45mm of diameter and fillet radius of 2mm and 1,48mm of thickness. After simulating work, both the distribution of the strains and the residual stresses in the longitudinal and transversal directions were analyzed.

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

O ferro fundido nodular austemperado, segundo DIAS (2006) vem se tornando um competitivo material de engenharia e vem ganhando mercado devido a singular combinação de resistência mecânica e tenacidade. É um material apontado como uma opção de mercado para fundições, competindo com aços forjados e com ligas leves. Sua utilização em eixos virabrequins possibilita redução de peso e aumento de potência em motores de combustão interna.

O estudo do comportamento à fadiga em eixos virabrequins que são submetidos à cargas cíclicas, é de considerável importância no projeto e otimização destes elementos. Segundo KEOUGH (2002), aplicações recentes do ADI em componentes submetidos à fadiga com carregamento de amplitude variável reforçam o potencial deste material.

Na simulação do roleteamento, utilizando o Método de Elementos Finitos, através do *software* Deform 3DTM, foram introduzidas tensões residuais compressivas na superfície do eixo virabrequim. O estudo foi realizado para verificar o efeito do encruamento na resistência à fadiga do eixo fabricado em ADI. As tensões residuais e as distribuições das deformações nos sentidos longitudinais e transversais foram analisadas após a simulação.

O método de simulação computacional para o desenvolvimento de novos produtos é muito utilizado em indústrias, visando a redução de tempo e de custos na geração de projetos. Os modelos de simulação produzem informações que servem como ferramenta de análise do sistema sob determinadas condições. Inúmeras vantagens são conseguidas no processo de simulação, como por exemplo:

- redução nos tempos de ensaios;
- maior rapidez na análise de propriedades mecânicas;
- redução de custos;
- aumento da confiabilidade das peças em ADI
- análise de quais variáveis são significativas para o processo e como estas se interagem.

O objetivo do trabalho é simular, através da utilização de um *software* de elementos finitos, o roleteamento de um eixo virabrequim monocilíndrico fabricado em Ferro Fundido Nodular Austemperado (ADI) e avaliar a distribuição de deformações e as

tensões residuais na região. Para alcançar este objetivo estruturou-se o trabalho em 7 capítulos. No primeiro capítulo, introdução, apresentou-se o ADI dentro do contexto industrial e a sua importância na utilização em peças submetidas à cargas cíclicas. O capítulo 2 foram o objetivo e a justificativa do trabalho.

No capítulo 3, Revisão Bibliográfica, foi apresentado um breve histórico do ADI, suas principais propriedades mecânicas, seu comportamento à fadiga e o encruamento do material. Incluiu-se tópicos sobre eixo virabrequim, emprego do ADI na sua fabricação e fez uma apresentação do *software* Deform 3DTM.

Em materiais e métodos apresentou-se resultados de trabalhos realizados anteriormente, o método de introdução dos elementos no *software* de simulação e as etapas da simulação computacional.

No quinto capítulo, Apresentação e Discussão dos Resultados, apresentaram-se, inicialmente, a justificativa da amplitude da força aplicada e os resultados das tensões residuais e das distribuições das deformações. No sexto capítulo foram apresentados as conclusões sobre o trabalho e as sugestões para continuidade do mesmo e o sétimo capítulo trás as referências bibliográficas utilizadas para elaboração do trabalho.

CAPÍTULO 2 - OBJETIVOS

O objetivo do trabalho é simular, através da utilização de um software de elementos finitos, o roleteamento de um eixo virabrequim monocilíndrico fabricado em Ferro Fundido Nodular Austemperado (ADI) e avaliar a distribuição de deformações e as tensões residuais na região trabalhada.

Os valores encontrados através da simulação poderão ser comparados com resultados de ensaios físicos em trabalhos futuros para que seja comprovada a eficiência do método de simulação utilizando elementos finitos, Deform 3DTM.

CAPÍTULO 3 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Foram abordados os seguintes tópicos:

3.1 Ferro Fundido Nodular Austemperado

3.2 Fadiga

3.3 Encruamento no ADI

3.4 Eixo virabrequim;

3.5 Deform 3DTM

3.1 Ferro fundido nodular austemperado

O Ferro Fundido Nodular Austemperado (ADI – Austempered Ductile Iron) tem como uma de suas principais características a elevada resistência mecânica e uma grande ductilidade quando comparado aos demais tipos de ferros fundidos. A austêmpera melhora as características mecânicas deste material, tais como, tenacidade, resistência à fadiga, resistência à tração, ductilidade e resistência ao desgaste.

Segundo Kovacs (1990 e 1991), a austemperabilidade de uma liga pode ser definida como a capacidade de ser resfriada a partir do campo austenítico, permitindo a obtenção da estrutura ausferrítica. Este conceito difere da temperabilidade, no sentido em que se objetiva justamente evitar a formação de estruturas perlíticas e ferríticas durante o resfriamento, enquanto esta tem por objetivo evitar também a formação da estrutura bainítica. A austemperabilidade depende não somente da composição química da liga, como também das temperaturas e tempos de austenitização e austêmpera do meio em que o material é resfriado e da espessura da peça.

Esses materiais possuem grande aplicabilidade na fabricação de componentes mecânicos devido aos altos valores de limite de resistência que variam de 800 a 1600MPa, aos altos limites de escoamento que variam de 550 a 1300MPa e alongamento variando de 10%, para classes de menor resistência, a valores considerados desprezíveis para classes de maior resistência. A norma americana ASTM 897, criada em 1990, classifica o ADI em cinco classes, levando em consideração as diferentes características mecânicas motivadas principalmente pela variação no processo de austêmpera do material conforme apresentado na tabela 3.1.

Classe	Propriedades mínimas especificadas				Dureza [HB]
	LR [MPa]	LE [Mpa]	A [%]	I [J] ^B	
1	850	550	10	100	269 – 321
2	1050	700	7	80	302 – 363
3	1200	850	4	60	341 – 444
4	1400	1100	1	35	388 – 477
5	1600	1300	-	-	444 – 555

Tabela 3.1: Classificação do ADI segundo norma ASTM 897
 Fonte: Norma ASTM 897 (2006)

A morfologia da grafita interfere nas propriedades mecânicas e homogeneidade de uma peça fundida. Segundo Carmo et Dias (2001) é necessário que se obtenha valores mínimos para distribuição da grafita, sendo a sua forma e tamanho relevantes para a obtenção do ferro fundido nodular, que após o tratamento térmico origina o ferro fundido nodular austemperado. Esses valores estão representados abaixo.

- Número de nódulos por $\text{mm}^2 = 150$; Grau de nodulização = 85%.

E para obtenção de peças com até 25mm de espessura , recomenda-se:

- Número de nódulos por $\text{mm}^2 > 150$;
- Grau de nodulização $> 95\%$.

Conforme Camo e Dias (2001) a composição química recomendada para peças em ferro fundido nodular austemperado é mostrada abaixo. Os elementos de liga Cu, Ni e Mo são adicionados para aumentar a austemperabilidade em peças mais espessas, pois o resfriamento mais lento pode gerar a formação indesejada de perlita.

A composição do ferro base é:

- Carbono equivalente, dado pela formulação:

$$\text{CE} = \%C + 1/3(\%Si)$$

Deve ser controlado conforme a espessura da peça:

- até 13 mm CE = 4,4 – 4,6%;
- de 13 a 50 mm CE = 4,3 – 4,6%;
- acima de 50mm CE = 4,3 – 4,5%.

- Carbono C 3,40 – 3,80%
- Silício Si 2,2 – 2,6% (dependendo da faixa de CE)
- Manganês Mn 0,35% máx. (espessura acima de 13mm)
- Mn 0,60% máx. (espessura abaixo de 13mm)
- Magnésio Mg 0,025 – 0,06%
- Fósforo P 0,04% máx.
- Enxofre S 0,02% máx.
- Oxigênio O 50ppm máx.

Elementos de liga, caso sejam necessários:

- Cobre Cu 0,20 – 0,80%;
- Níquel Ni 0,20 – 2,00%;
- Molibdênio Mo 0,10 – 0,30%.

Os elementos como Berilo (Be), Cálcio (Ca), Estrôncio (Sr), Bário (Ba), Ítrio (Y), Lantânio (La) e Cério (Ce) são empregados na nodulização, em substituição ao Magnésio (Mg) quando necessário.

O tratamento térmico de austêmpera está representado no gráfico 3.1. O material é aquecido a uma temperatura entre 825 a 950°C (AB) onde permanece, mantendo a temperatura, pelo período de 1 a 3 horas (BC); nessa etapa o corpo metálico torna-se totalmente austenítico e saturado de carbono. Em seguida a peça é resfriada rapidamente até atingir uma temperatura entre 400 a 230°C (CD) onde permanece por 0,5 a 4 horas (DE) para depois ser resfriada a temperatura ambiente (EF) o que resulta em uma microestrutura composta por ferrita acicular

e austenita estabilizada devido ao teor de carbono. A ferrita acicular e a austenita de alto carbono das microestruturas proporcionam ao ferro fundido austemperado excelente resistência e ductilidade.

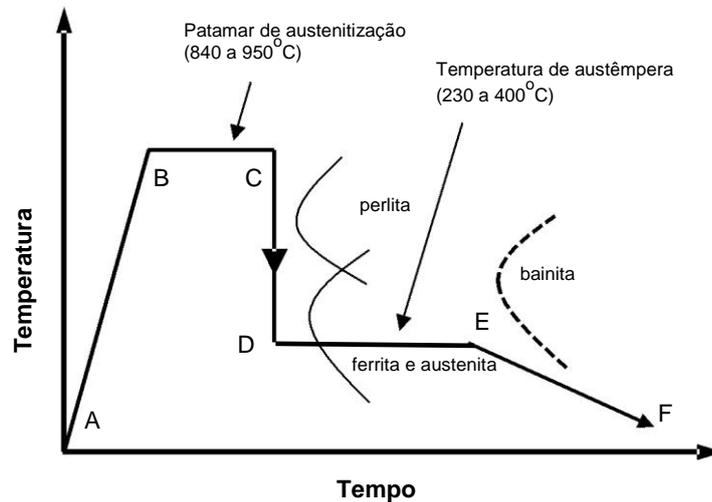


Gráfico 3.1 - Ciclo de tratamento térmico para obtenção do ADI.
Fonte: Hupalo *et al*, (2006).

Segundo Hupalo *et al*, (2006), as temperaturas de tratamento da austêmpera são ajustadas em função da microestrutura e propriedades desejadas. A autemperabilidade pode ser definida como a capacidade de resfriamento a partir do campo austenítico e depende da composição química da liga, das temperaturas e tempos de austenitização e austêmpera, do meio onde o material é resfriado e da espessura da peça. As microestruturas da resultantes da autêmpera a 350°C estão representadas nas figuras 3.1 e 3.2. Após 30 minutos a microestrutura se compõe predominantemente de ferrita acicular e austenita estabilizada, conforme figuras 3.1a e 3.2a. As figuras 3.1b e 3.2b mostram a microestrutura do ADI após 60 minutos de tratamento.

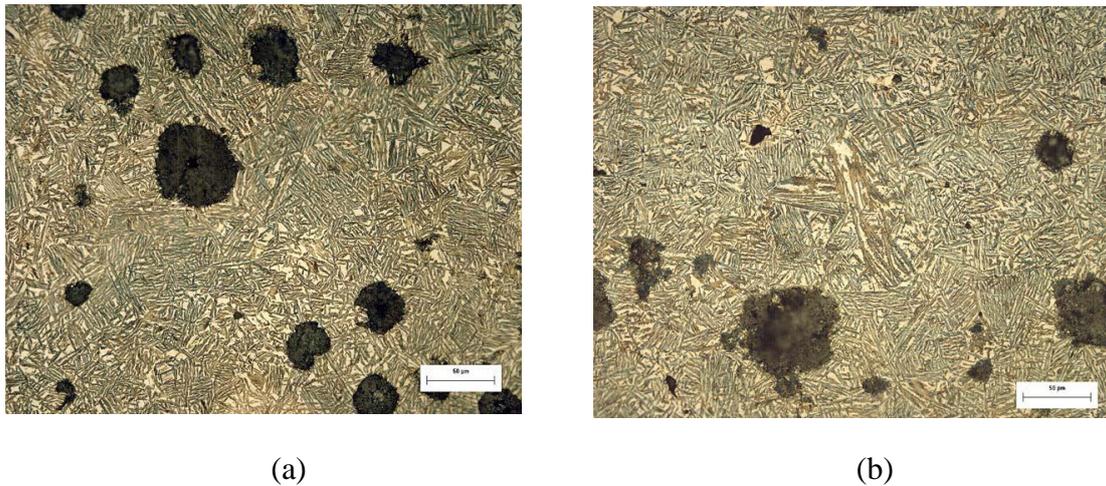


Figura 3.1: Microestruturas de amostras austemperadas a 350°C durante: a) 30 min., b) 60 min. MO, 500X, região central (núcleo). Reativo Le Pera. Fonte: Hupalo *et al*, (2006).

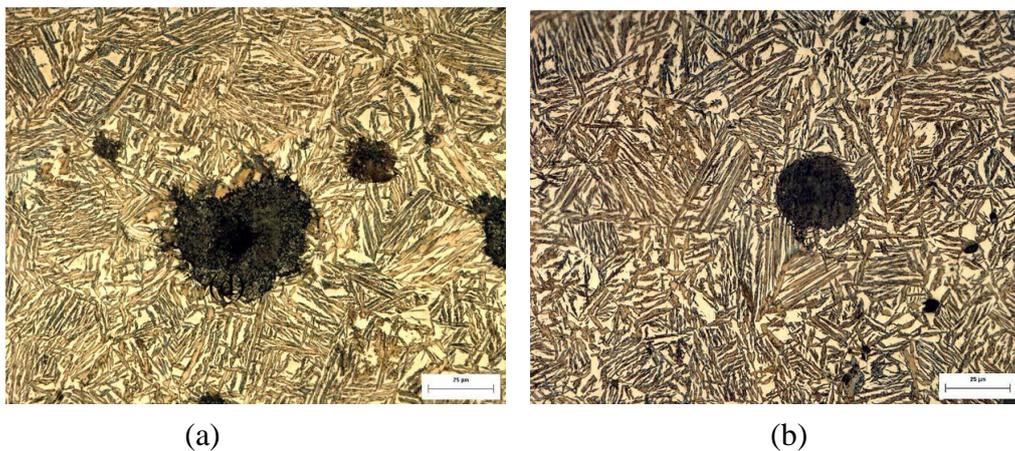


Figura 3.2: Microestruturas de amostras austemperadas a 350°C durante: a) 30 min., e b) 90 min. MO, 1000X, região central (núcleo). Reativo Le Pera. Fonte: Hupalo *et al*, (2006).

3.1.1 Vantagens técnicas do ADI

A principal vantagem técnica do ferro fundido dúctil austemperado é a atrativa combinação de resistência mecânica e ductilidade. É importante a determinação dos parâmetros de austêmpera que proporcionam as melhores combinações de resistência e ductilidade, tecnologicamente denominada de janela de processo.

Um dos mercados de grande potencial para o ADI é a utilização em eixos virabrequim para

motores de combustão interna. O potencial técnico e as vantagens econômicas do nodular austemperado para este tipo de peça têm sido avaliados e anunciados por várias indústrias tais como a International Harvester, Ford Motor Company, Chrysler Corporation e a Mazda Motor Corporation. Uma das avaliações feitas pela Ford USA incluiu uma comparação entre virabrequins fabricados em aço forjado e ADI cujos projetos eram equivalentes. A peça em nodular austemperado apresentou os seguintes resultados em relação ao aço forjado:

- limite de resistência: 35% maior;
- limite de escoamento: 40% maior;
- módulo de elasticidade: 20% menor;
- peso: 10% menor;
- o alongamento e a dureza foram similares.

A Ford estimou que a economia pela conversão do eixo virabrequim de aço forjado para nodular austemperado ficou entre US\$80 a US\$160 por peça, dependendo do tamanho. Os exemplos de aplicações do ADI que serão apresentados mostram que, apesar das limitações técnicas e econômicas, o crescimento do nodular austemperado é um fato a nível mundial, com taxa de crescimento estimada em 16% ao ano.

Como aplicações já estabelecidas do ADI citam-se: engrenagens, caixas de câmbio, parafusos, eixos virabrequins, cruzetas de diferencial, eixos de comando de válvulas, suportes de motor, sapatas de freio, proteção para caixa de transmissão, guia para esteira, dentes para equipamentos de escavação e terraplenagem, carcaças para marteletes pneumáticos, grampos para ferrovias (peças de 10 a 15 kg), berços para motores diesel, união articulada de suspensão e capa para mancais (vagões de carga).

Os aços são materiais já estabelecidos e favorecidos pela extensa quantidade de dados sobre suas propriedades mecânicas. Para o ADI são ainda escassas as informações sobre sua resistência ao impacto, tenacidade à fratura, resistência à fadiga, tanto em baixa quanto em alta temperatura; e também são poucos os dados sobre suas propriedades quanto ao desgaste. As informações disponíveis precisam ser compiladas e trabalhadas para chegarem até aos projetistas de uma forma coerente. Até recentemente, não havia especificações normalizadas para o ADI, mas esta limitação está começando a ser superada, conforme ASTM A 897 (2006).

3.1.2. Limitações técnicas do ADI

A principal limitação técnica desse material é referente à baixa usinabilidade no estado austemperado. O fenômeno de endurecimento devido a transformação da austenita é a causa dessa limitação pois a austenita ao sofrer deformações durante a usinagem pode transformar-se em martensita. A estabilidade mecânica da austenita no ADI depende do teor de carbono na austenita e da quantidade de deformação aplicada.

A usinabilidade dessa liga está diretamente relacionada com a temperatura de austêmpera e diminui com a queda da temperatura de austenitização.

3.2 Fadiga no ADI

Segundo Bittencourt, (2008), o termo “fadiga” foi aplicado pela primeira vez por Poncelet em 1839. O mecanismo de falha ainda não compreendida e a aparência de uma fratura frágil na superfície de um material dúctil geraram especulações de que o material, de alguma maneira, apresentou “cansaço” e fragilizou-se devido às oscilações da carga aplicada. Mais tarde, constatou que cada metade dos eixos quebrados quando submetido a ensaios de tração continuava com a mesma resistência. De qualquer maneira, o termo falha por fadiga permaneceu e ainda é usado para descrever qualquer das falhas provenientes de cargas variantes no tempo.

O estudo da fadiga é importante pelo fato dela ser a maior causa individual de falhas em metais; há dados estimados que esse problema representa em torno de 90% de todas as falhas metálicas, segundo Callister (2002). A fadiga ocorre em estruturas sujeitas a tensões oscilantes. É interessante ressaltar que as falhas podem ocorrer em um nível de tensão inferior ao limite de escoamento para uma carga estática.

A falha por fadiga é de natureza frágil, pois ocorre pelo início e propagação de trincas. Portanto, existe pouca deformação plástica generalizada associada com a falha. A tensão aplicada pode ser de natureza axial, relativa à tração e compressão, de flexão relativa ao dobramento ou torcional relativa à torção. A superfície da fratura geralmente é perpendicular à direção da máxima tensão de tração aplicada, segundo Callister (2002).

A fratura por fadiga ocorre após submeter um certo componente a uma variação de carga

(cíclica ou alternada) progressiva e localizada em um ou vários pontos. Há uma relação entre a magnitude da tensão e o número de ciclos que o material suporta antes da falha; quanto maior a magnitude da tensão menor será o número de ciclos que o material irá suportar antes da falha. Segundo Callister (2002), existe um limite abaixo do qual a falha por fadiga não irá ocorrer, chamado Limite de Resistência à Fadiga que representa o maior valor de tensão oscilante que não irá causar a falha após um número infinito de ciclos, conforme gráfico 3.2(A).

Na maioria dos metais, o Limite de Resistência à Fadiga não está presente, pois a tendência da curva σ (MPa) x Número de ciclos, representada no gráfico 3.2(B) é não se tornar horizontal. Conforme Callister (2002), para esses materiais, a resposta da fadiga é especificada como uma Resistência à Fadiga, que é definida como sendo o nível de tensão no qual a falha irá ocorrer para um dado número específico de ciclos.

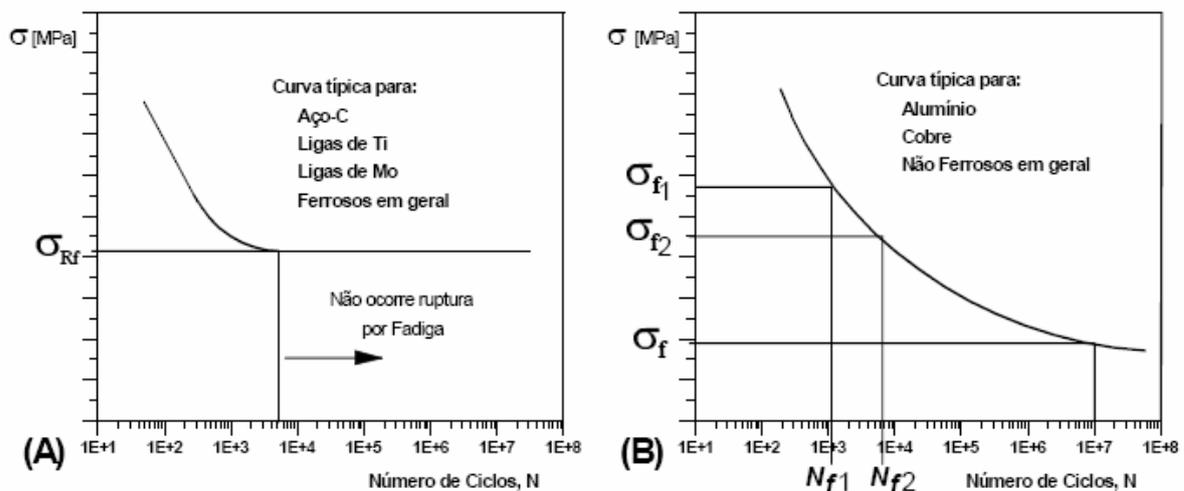


Gráfico 3.2 : Curvas S-N ou curvas de Wöhler. (A): limite de resistência à fadiga (B): resistência à fadiga.

Fonte: Fuchs *et al* (1980)

Segundo Shigley (2005), existem três estágios na falha por fadiga:

- início da trinca (pequena duração caso o material apresente concentrador de tensão);
- propagação da trinca (maior tempo de vida da peça);
- ruptura repentina devido ao crescimento instável da trinca (instantâneo, sem aviso prévio).

O estágio I corresponde ao início de uma ou mais microtrincas, causadas por deformação

plástica cíclica, seguida de propagação cristalográfica estendendo-se por dois a cinco grãos relativamente à origem.

O estágio II compreende a progressão de micro a macrotrincas, formando superfícies de fratura com platôs paralelos, separados por sulcos também paralelos. Tais platôs são normalmente lisos e normais à direção da máxima tensão de tração. Essas superfícies podem ser onduladas e escuras e ter bandas leves conhecidas como marcas de praia ou marcas conchoidais se macroscópicas ou estrias, se microscópicas. Durante o carregamento cíclico, tais superfícies fissuradas se abrem e fecham, roçando umas nas outras, e a aparência das marcas de praia depende das mudanças no nível e na frequência do carregamento, bem como da natureza corrosiva do meio (Figura 3.3).

O estágio III ocorre no ciclo de carga final, quando o material remanescente não pode suportar as cargas, resultando em fratura rápida e repentina. Uma falha de estágio III pode ser frágil, dúctil ou uma combinação de ambas. Com bastante frequência, as marcas de praia, caso existam, e os padrões possíveis na fratura de estágio III, denominados marcas radiais, apontam para a origem das trincas iniciais. Normalmente a trinca de fadiga inicia-se em uma descontinuidade no material onde o estado de tensão cíclica é máxima.

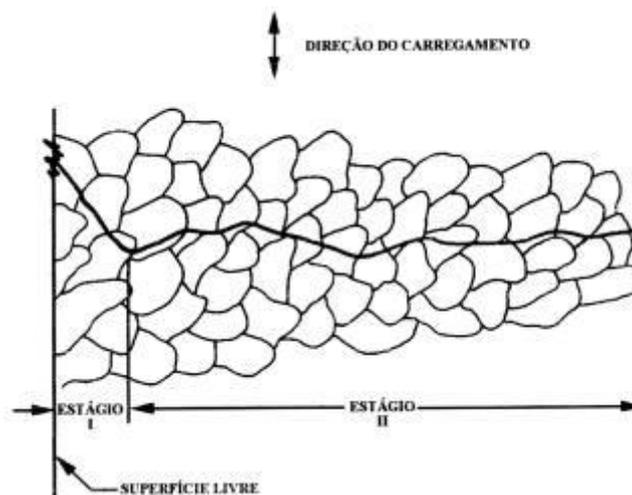


Figura 3.3: Representação esquemática mostrando os estágios I e II da propagação de trinca de fadiga em metais policristalinos.
Fonte: Fuchs *et al* (1980).

Segundo Callister (2002), as trincas associadas com falhas por fadiga quase sempre se iniciam na superfície de um componente e em algum ponto de concentração de tensões. Os ângulos vivos, rasgos de chaveta, fios de rosca são exemplos de locais de nucleação de trincas. Em alguns casos, o carregamento cíclico produz descontinuidades superficiais microscópicas causando escorregamento de discordâncias, podendo haver concentração de tensões que possibilitam a iniciação de uma trinca.

Quando a trinca se nucleia ela começa a se propagar lentamente e, em matérias policristalinos, ao longo dos planos cristalográficos com elevadas tensões de cisalhamento. Durante a propagação, a trinca pode crescer desde um tamanho praticamente imperceptível até algum comprimento crítico.

3.2.1 Ensaio de fadiga

Um dos ensaios para o estudo da fadiga é o da flexão rotativa, que consiste em um caso especial de sollicitação usado nas máquinas tradicionais de ensaios de fadiga, no qual todas as fibras do corpo de prova estão sujeitas a uma sollicitação alternada pura. Um corpo de prova submetido, enquanto gira, a tensões de tração e compressão com igual magnitude. Através deste ensaio pode-se levantar a curva S-N, onde S é a tensão necessária para provocar a fratura e N o número de ciclos para o qual ocorreu a fratura.

Os corpos de prova normalmente usados nos estudos clássicos de fadiga possuem acabamento polido e estão isentos de tensões residuais. Estes estudos consistem em determinar o número de ciclos até a ruptura, correspondente a uma determinada carga aplicada W, ou seja, se busca calcular o valor do limite de fadiga (S_n) pelo número de ciclos.

Os ensaios de fadiga estão divididos em 2 tipos:

- fadiga em baixo ciclo: vida menor que aproximadamente 10^4 ciclos e submetido a altas tensões com a ocorrência de deformação plástica;
- fadiga em alto ciclo: vida maior que aproximadamente 10^4 ciclos e submetido a baixas tensões com a ocorrência de comportamento elástico.

Uma máquina para a realização deste ensaio está ilustrada na Figura 3.4.

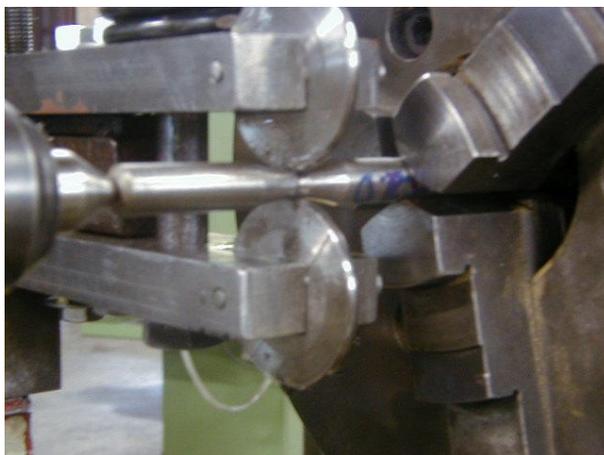


Figura 3.4: Máquina para realização do ensaio – Flexão rotativa. Modelo RB 200 A
Fonte: Dias (2002)

Os ensaios de fadiga são realizados conforme as normas ASTM E466 em simulações laboratoriais e são realizados em máquinas conforme figura 3.4. As tensões de compressão e de tração são impostas sobre o corpo de prova à medida que ele é simultaneamente fletido e girado; também são conduzidos ensaios onde se utiliza um ciclo alternado de tensões uniaxiais de tração e de compressão, Callister (2002).

Em procedimentos realizados por Franco (2010), utilizando o processo de deformação superficial induzido, comprovou-se um aumento de aproximadamente 6% na resistência à fadiga do ferro fundido austemperado. Nos casos de virabrequins, onde os raios de concordância estão submetidos à cargas cíclicas alternadas, a utilização deste procedimento pode trazer ganhos significativos em relação à resistência à fadiga.

As figuras 3.5 e 3.6 mostram o roleteamento de corpos de prova em tornos mecânicos.



Figuras 3.5 e 3.6: Roleteamento em corpos-de-prova para ensaio de fadiga.
Fonte: Franco, (2010).

3.2.2 Comportamento à fadiga do ADI

Como as propriedades mecânicas, as propriedades à fadiga do ADI também são fortemente influenciadas pela microestrutura, que depende do tratamento térmico e da solidificação do material. O tratamento térmico tem influência na quantidade, no tamanho e na distribuição das fases presentes, enquanto a solidificação define a morfologia, quantidade e distribuição da grafita e está relacionada com o surgimento de defeitos como porosidades, inclusões, segregações e partículas de segregação de segunda fase ou eutetoides.

Lin et al (1996) concluíram que o mecanismo de falha por fadiga de alto ciclo dos ferros fundidos nodulares, com e sem tratamento de austêmpera, envolve a decoesão dos nódulos de grafita, surgimento de microtrincas a partir dos nódulos, união de microtrincas com a trinca principal e propagação da trinca pela conexão entre os nódulos. A nucleação de trincas também foi observada nos defeitos de fundição, tais como inclusões, microrechupes e grafitas degeneradas. A figura 3.7 mostra Influencia da forma e dimensão da grafita na resistência à fadiga por flexão rotativa e a figura 3.8 mostra a influência da temperatura de austêmpera nos limites de resistência à fadiga e resistência à tração para dois tipos de corpo de prova em ADI. A temperatura de austêmpera em torno de 350° C fornece os valores máximos para a resistência à fadiga, e temperaturas acima de 350° C propiciam uma ferrita grossa com maior volume percentual de austenita tornando a microestrutura resistente à fadiga e com baixo limite de escoamento. Baixas temperaturas de austêmpera, inferiores a 320°C, produzem ferrita fina e reduzem o volume percentual de austenita. Com esta microestrutura os limites de escoamento e de resistência são elevados, mas a resistência à fadiga é reduzida.

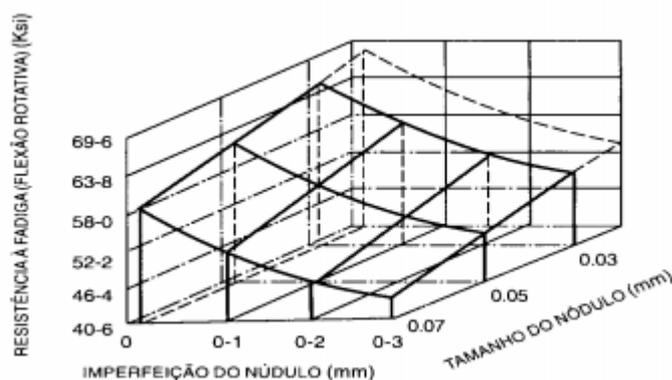


Figura 3.7: Influencia da forma e dimensão da grafita na resistência à fadiga por flexão rotativa.

Fonte: Fuller (1993) apud Carmo e Dias (2001).

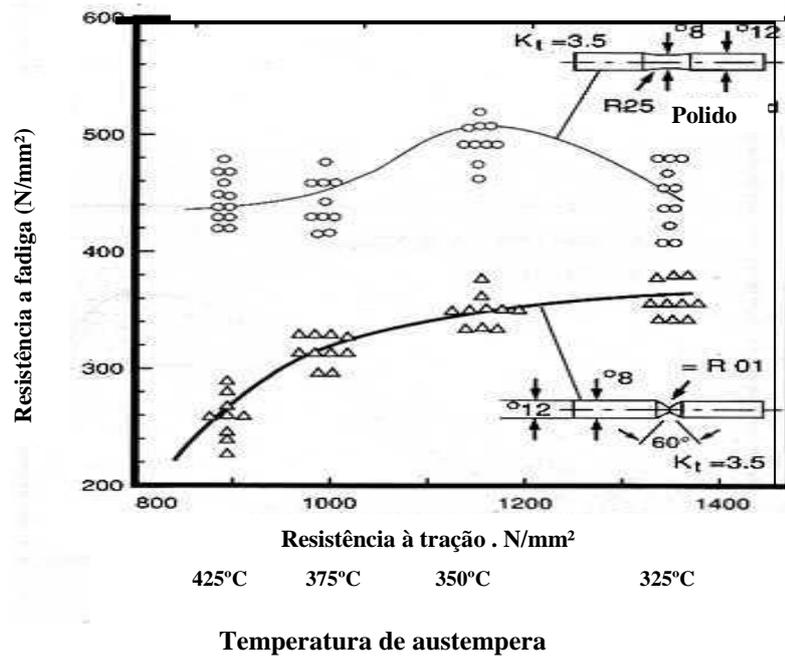


Figura 3.8 : Influência da temperatura de austempera no limite de resistência à fadiga e à tração.
Fonte: ADI (1998).

Lin et Hung (1996) estudaram a influência da microestrutura no comportamento à fadiga de baixo ciclo de quatro ligas de ferro fundido nodular austemperadas a 300°C e 360°C e verificaram que resultados obtidos para o comportamento à fadiga de alto ciclo do ADI não podem ser utilizados quando os componentes são solicitados à fadiga de baixo ciclo.

3.3. Encruamento do ADI

É de conhecimento público que o encruamento é um processo de endurecimento pela deformação plástica a frio, realizada abaixo da temperatura de recristalização do material. Esse endurecimento é possível devido ao aumento do número de discordâncias e imperfeições causadas pela deformação, que impedem o escorregamento dos planos atômicos. A medida que se aumenta o encruamento, maior é a força necessária para produzir uma maior deformação.

Segundo Callister (2002), o encruamento é um fenômeno pelo qual um metal dúctil se torna mais duro e mais resistente quando ele é submetido a uma deformação plástica. Algumas vezes é conveniente expressar o grau de deformação plástica como um percentual de trabalho

a frio, em vez de expressar como uma deformação. O percentual de trabalho a frio é definido pela expressão (3.2.1). Onde A_0 representa a área original da seção reta que experimenta deformação e A_d representa a área após a deformação.

$$\% \text{ TF} = \frac{A_0 - A_d}{A_0} \times 100 \quad (3.3.1)$$

Segundo Callister (2002), os metais se deformam pelo cisalhamento plástico ou pelo escorregamento de um plano cristalino sobre o outro. Nos sólidos cristalinos a deformação plástica geralmente envolve a formação de maclas e/ou o movimento de discordâncias. A habilidade de movimentação das discordâncias está diretamente relacionada à capacidade de um material se deformar; portanto, a resistência mecânica pode ser aumentada restringindo-se o movimento das discordâncias.

O que explica o encruamento são as interações existentes entre os campos de deformação de discordâncias. A energia de deformação armazenada, quando um corpo é submetido a uma deformação plástica, consiste em uma energia associada à discordâncias. Uma porcentagem dessa energia, em torno de 5%, é retida internamente e o restante é dissipado em forma de calor. Grande parte dessa energia retida está associada às tensões relativas às discordâncias, que promovem uma distorção da rede cristalina de modo que certas regiões sofrem tensões compressivas e outras tensões de tração conforme a figura 3.9.

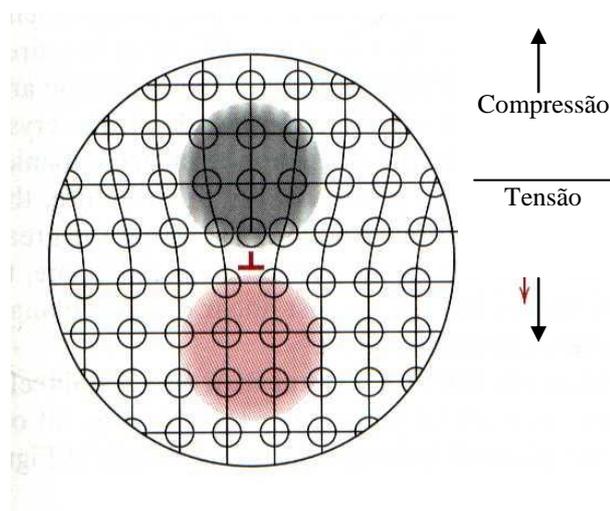


Figura 3.9: Características das discordâncias.
Fonte: pucrs.br

Segundo Callister (2002), as discordâncias movem-se mais facilmente nos planos de maior densidade atômica, chamados planos de escorregamento. Neste caso, a energia necessária para mover uma discordância é mínima. O número de planos nos quais pode ocorrer o escorregamento depende da estrutura cristalina. Conforme o gráfico 3.3, o encruamento aumenta o limite de escoamento e o limite de resistência à tração dos metais; em contrapartida, diminui a ductilidade.

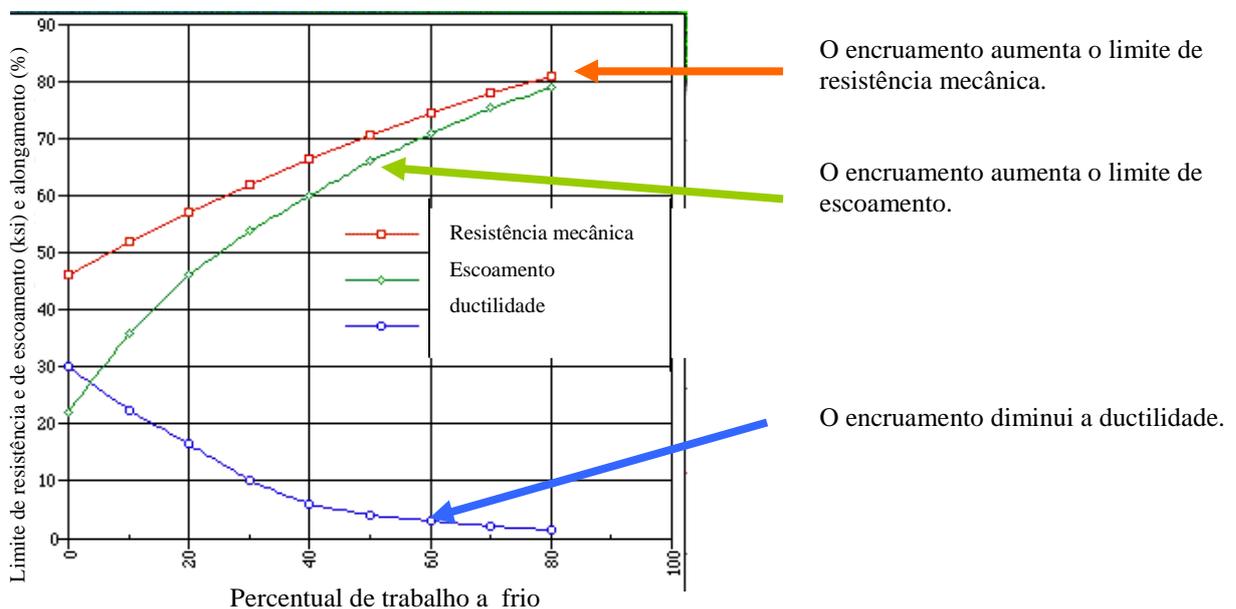


Gráfico 3.3 – Variação das propriedades mecânicas em função do encruamento.
Fonte: Adaptado de PGETEMA/PUCRS

É importante notar que a variação das propriedades mecânicas dependerá das tensões e deformações efetivas utilizadas. Neste caso, diferentes condições de tensão/deformação efetivas provocarão diferentes graus de encruamento, que não necessariamente são iguais ao encruamento provocado por um ensaio de tração, conforme figura 3.10.

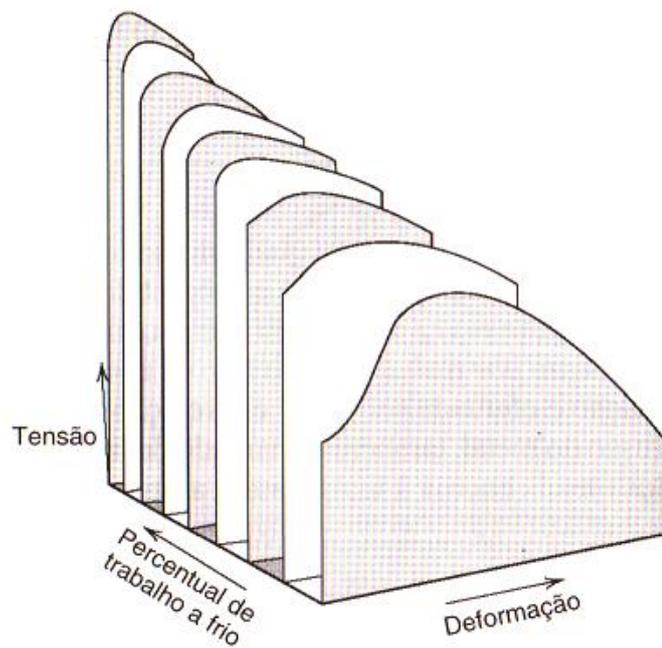


Figura 3.10: Alteração nas propriedades mecânicas de um metal com a presença de conformação plástica a frio (encruamento).
Fonte: Callister (2002).

Ensaio de micro dureza em corpos de prova fabricados em ADI, foram realizados por Franco (2010), com objetivo de verificar o possível encruamento superficial no material tratado pelo processo de roleteamento. Utilizando a escala de dureza Vickers HV, com carga de penetração de 4,903N, e tempo de aplicação de carga de 1 minuto, verificou-se pontos de dureza na superfície interna e na superfície externa do material. Os valores médios encontrados foram de 457HV na superfície interna (região deformada pelo roleteamento) e de 366HV na superfície externa.

A figura 3.11 mostra os corpos de prova usinados na parte externa para os ensaios de microdureza realizados por Franco (2010).

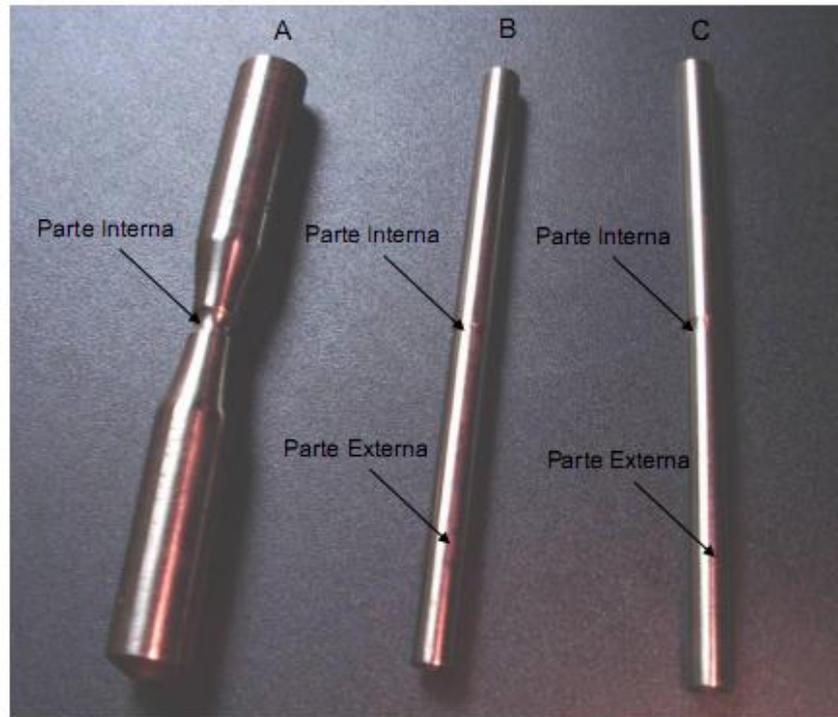


Figura 3.11: Corpos de prova para realização dos ensaios de microdureza. A) corpo de Prova original. B e C) corpos de prova usinados para ensaios internos.
Fonte: Franco (2010).

Nos gráficos 3.4 e 3.5 tem-se os valores de dureza Vickers HV na região deformada pelo roleteamento e na região externa do corpo de prova. As medidas foram colhidas em sete pontos distintos de dois corpos de prova fabricados em ADI, utilizados por Franco, (2010).

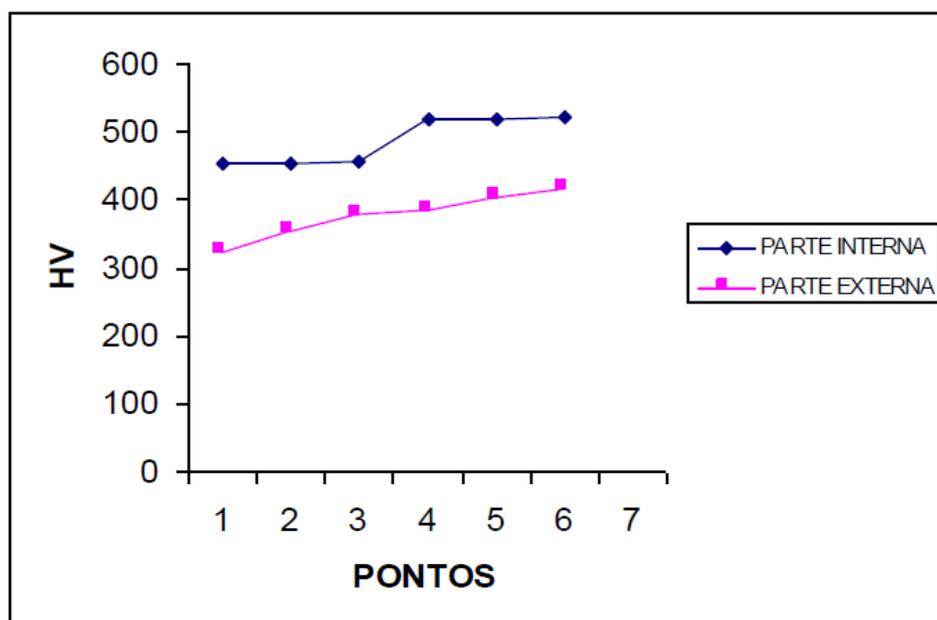


Gráfico 3.4 – Gráfico comparativo de dureza HV do corpo de prova 1
Fonte: Franco (2010)

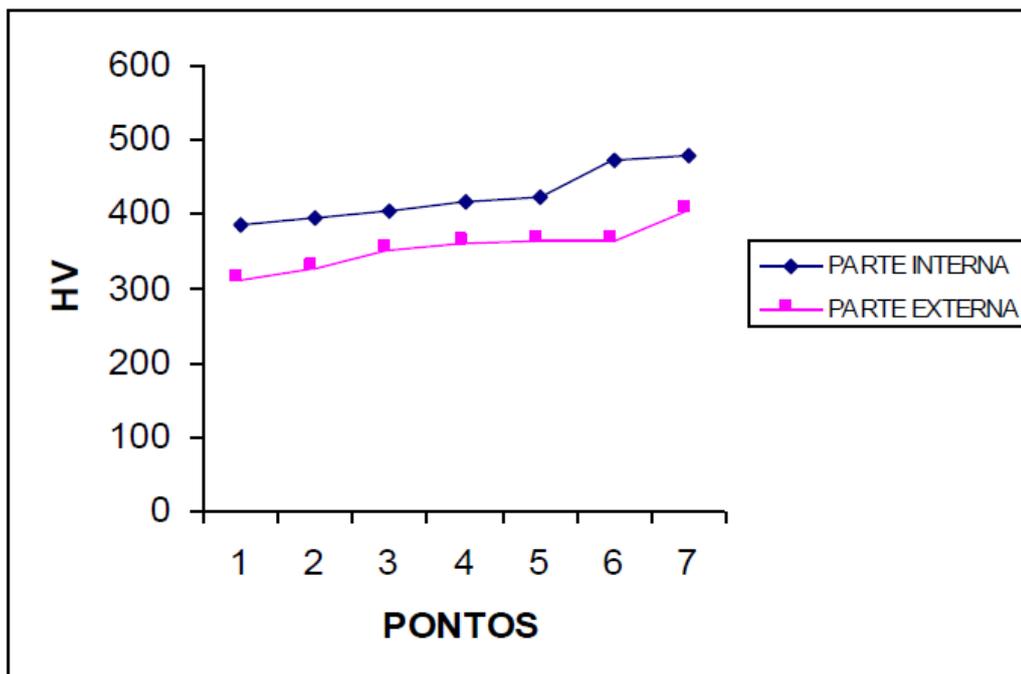


Gráfico 3.5 – Gráfico comparativo de dureza HV do corpo de prova 2
Fonte: Franco (2010)

Nota-se que houve um possível encruamento na região do roleteamento o que pode ser comprovado pela diferença de dureza entre a parte interna e a parte externa dos corpos de prova. A variação das durezas foi de 22,6% na amostra número 1 e de 16,64% na amostra número 2.

Segundo Dias (2006), as propriedades à fadiga do ADI são iguais ou superiores aos dos aços forjados e a resistência à fadiga do ADI aumenta significativamente quando submetidos a tratamentos de superfície, como pode ser observado através da comparação entre os limites de fadiga dos materiais 2 e 6 ou 4 e 7 da Fig. 3.12.

Em procedimentos realizados por Franco (2010), utilizando o processo de deformação superficial induzido, comprovou-se um aumento de aproximadamente 6% na resistência à fadiga do ferro fundido austemperado. Nos casos de virabrequins, onde os raios de concordância estão submetidos à cargas cíclicas alternadas, a utilização deste procedimento pode trazer ganhos significativos em relação à resistência à fadiga.

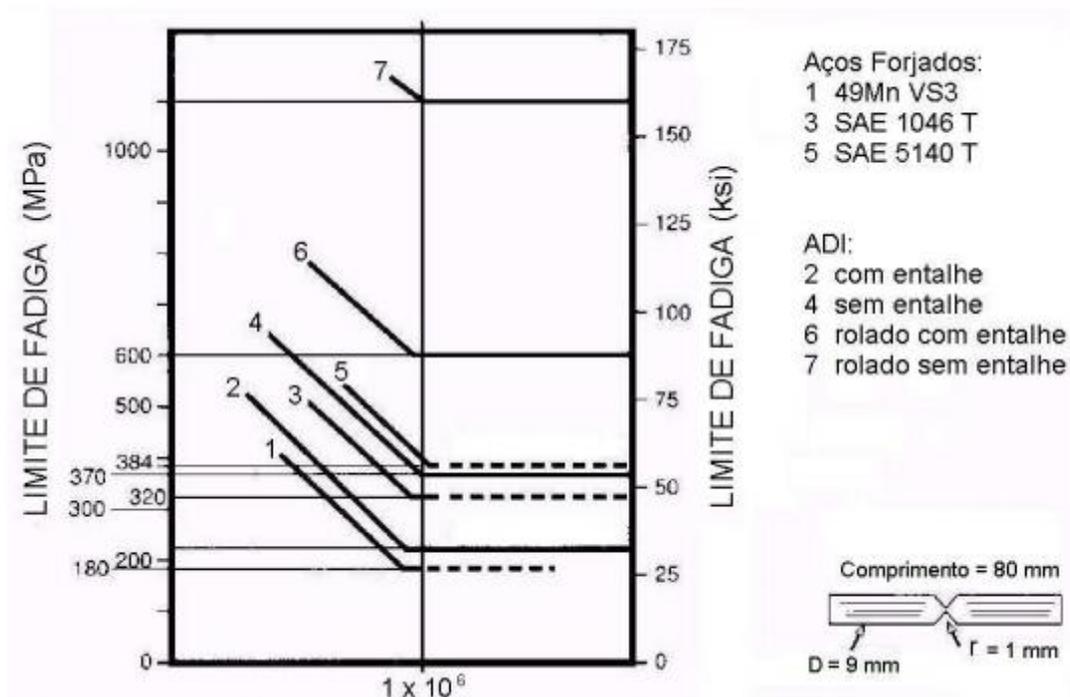


Figura 3.12: Comparação entre propriedades à fadiga do ADI e diferentes classes de aços forjados.

Fonte ADI (1998)

3.4 Eixo virabrequim

O eixo virabrequim é um componente mecânico que converte o movimento alternativo gerado pela energia térmica produzida pela explosão da mistura combustível e oxigênio nas câmaras de combustão em movimento de rotação. Em compressores, a transformação é inversa, pois o motor elétrico gera um movimento rotativo que é transformado pelo eixo virabrequim em movimento alternativo. Esse movimento alternativo é responsável pela admissão e compressão de gases, armazenando-os como energia de pressão para utilização posterior.

O virabrequim é dividido em braços e moentes, formando as manivelas e munhões que correspondem às superfícies de contato com o bloco. Uma das extremidades é denominada de espiga e a outra de flange, onde o motor elétrico é acoplado, fazendo com que a peça gire. A figura 3.13 mostra um eixo virabrequim monocilíndrico de um compressor de ar.

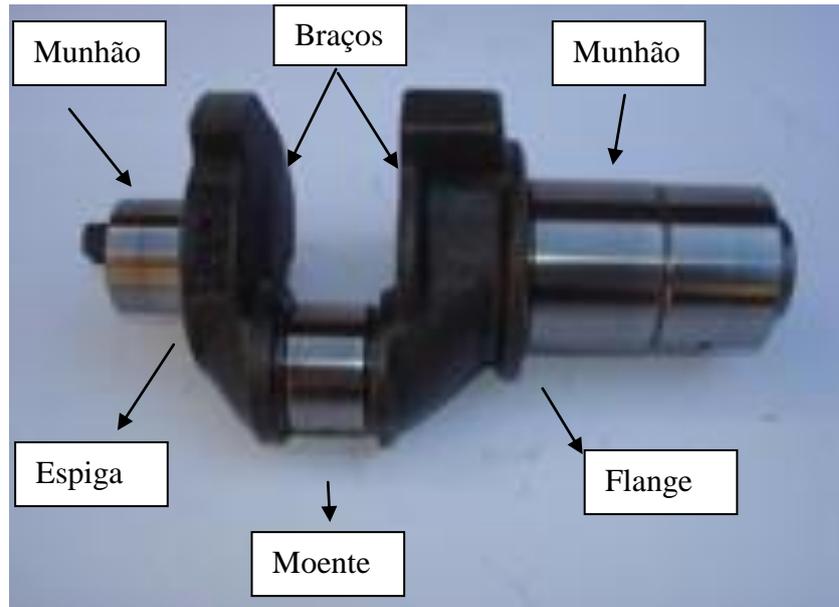


Figura 3.13: Virabrequim Mercedes Benz, compressor de ar.
Fonte: Sul Donar Auto Peças.

3.4.1 Falhas em eixos virabrequins

Os eixos virabrequins são peças robustas e muitas vezes superdimensionados, construídas em aço ou ferro fundido e mesmo assim ocorrem muitos casos de falha nestes componentes. Essas falhas acontecem devido a vários fatores como por exemplo:

- raios dos mancais mal projetados;
- porosidade do material;
- quebra em regiões de acúmulo de tensão;
- falhas de operação;
- quebra por fadiga.

Segundo Cassou (1999), estes componentes sofrem carregamentos cíclicos durante toda sua vida útil e portanto devem possuir alta resistência á fadiga. Alguns fatores podem alterar esta propriedade mecânica, introduzidos pelo processo de fabricação, montagem, manutenção, material operação, etc. Por estarem sujeitos a carregamentos complexos, tensões multiaxiais são geradas resultando no problema da fadiga multiaxial. A figura 3.13 mostra a superfície de fratura um eixo virabrequim rompido por fadiga.

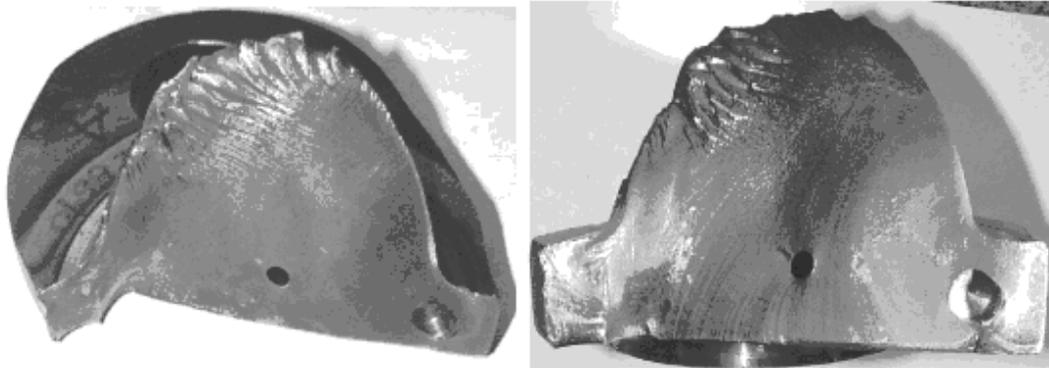


Figura 3.14: Superfície de fratura de um eixo virabrequim apresentando marcas de praia caracterizando ruptura por fadiga. Aumento de 0,5 e 0,6 vezes.

Fonte: Cassou (1999).

Zoroufi e Fatemi (2005) realizaram uma ampla revisão da literatura sobre virabrequins. O estudo tem o foco na avaliação do desempenho em fadiga e na comparação de virabrequins de aço forjado e ferro fundido nodular. Nesse estudo são discutidos especificações de um virabrequim, condições de operação e origem de diversas falhas. Sua pesquisa trata do comportamento do eixo na presença de tensões residuais e métodos de induzir tensões residuais compressivas nos virabrequins.

Segundo Zhang *et al* (2005), os pontos críticos em um eixo virabrequim estão entre os moentes e os braços de manivela, entre os munhões e o braço de manivela e ao redor do furo de lubrificação.

3.4.2 Encruamento por roleteamento em eixos virabrequins

Dois processos através dos quais pode ser obtido o encruamento, ainda que apenas superficialmente, são o jateamento de granalha e o roleteamento. O roleteamento é uma deformação superficial localizada que conduz a modificações importantes da resistência à fadiga, particularmente quando aplicada a componentes de ferro fundido nodular, sendo usualmente empregada na fabricação de virabrequins de ferro fundido nodular de matriz perlítica.

Vantagens obtidas pela deformação a frio superficial:

- Aumenta a dureza e a resistência dos materiais, mas a ductilidade diminui;
- Permite a obtenção de dimensões dentro de tolerâncias estreitas;
- Produz melhor acabamento superficial.

O processo de roleteamento visa introduzir tensões residuais compressivas aplicadas através de roletes, visando melhorar as propriedades de resistência à fadiga causadas pelas solicitações alternadas.

A figura 3.15 mostra as tensões residuais compressivas aplicadas a um eixo onde, na figura 3.15a mostra a distribuição das tensões em um eixo sob flexão; a figura 3.15b representa o perfil de distribuição das tensões residuais típicas de um jateamento com granalha e a figura 3.15c é o perfil resultante da superposição das tensões aplicada e da tensão residual. A tensão residual trativa máxima é deslocada para o interior da peça.

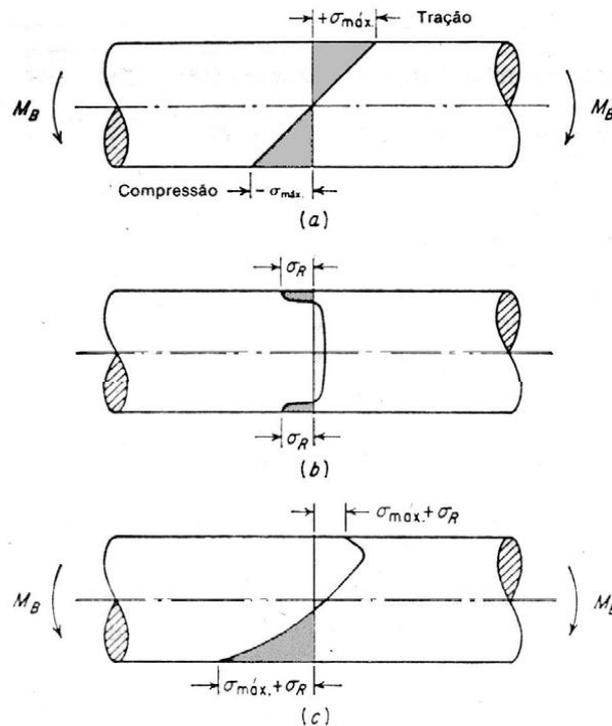


Figura 3.15: Efeito de superposição das tensões aplicada e residual. (a) distribuição de tensões em um eixo sob flexão; (b) perfil de distribuição típico das tensões residuais de um jateamento de granalhas; (c) perfil resultante da superposição das tensões aplicada e residual.

Fonte: Fuchs (1980).

Imagens de microestrutura de um eixo virabrequim fabricado em ferro fundido nodular roleteado estão representadas na figura 3.16.

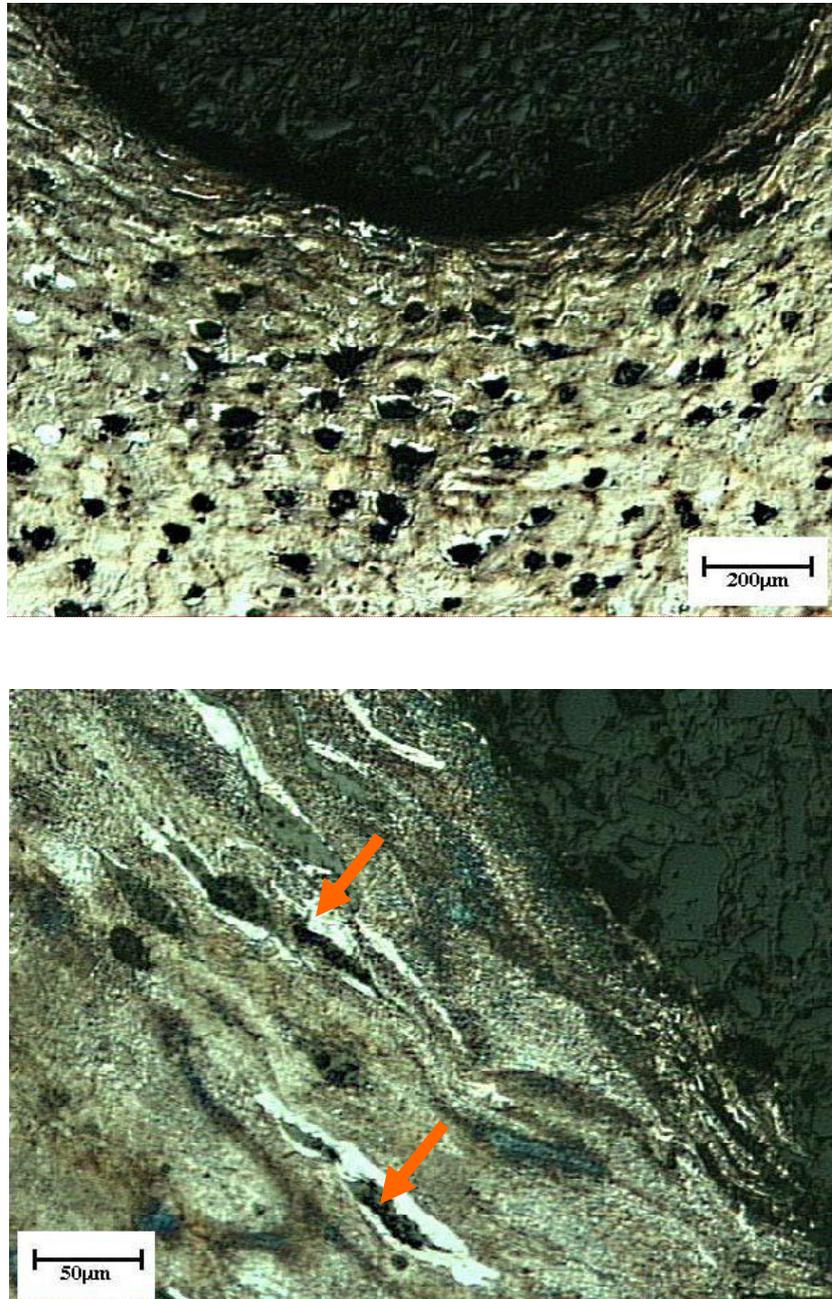


Figura 3.16:Micrografia da região do entalhe de um eixo virabrequim roletado, mostrando a microestrutura deformada próxima a superfície. As setas mostram locais em que a microestrutura “olho de boi” foi completamente deformada. Ataque Nital 2%.

Fonte: Maluf (2002)

A figura 3.17 mostra esquematicamente uma operação de roletamento em raios de um virabrequim.

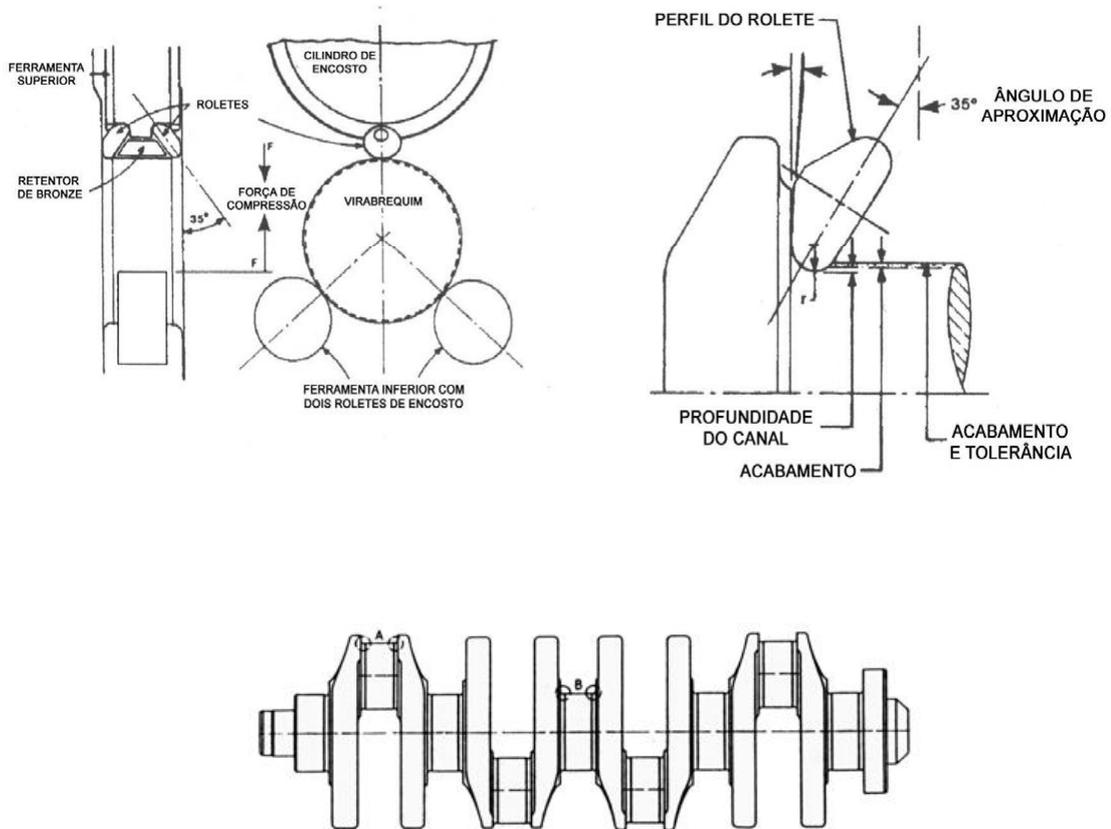


Figura 3.17 : Diagrama esquemático do ferramental para roletamento superficial em um eixo virabrequim.

Fonte: QIT-Fer et Titane Inc. (1990)

O encruamento causa um aumento na dureza superficial do eixo virabrequim, melhorando significativamente a resistência à fadiga do material. Este aumento da resistência é ocasionado pela geração de tensões residuais compressivas na superfície da peça e pode ser observado tanto em peças fabricadas em ferro fundido nodular convencional como no ADI.

A tabela 3.2 compara as propriedades de fadiga em flexão reversa de diferentes ferros fundidos nodulares, utilizados para fabricação de eixos virabrequins mostrando o aumento significativo da resistência à fadiga obtido através do roletamento. Nota-se um aumento de 223% sobre o nodular perlítico bruto de fusão e de 138% sobre o nodular austemperado sem tratamento.

Material	Processamento	Limite de fadiga (MPa)
F.F. Nodular Crank Tipo 202	Bruto de fusão	207
F.F. Nodular Crank Tipo 202	Bruto de fusão e roleteado	669
F.F. Nodular Crank Tipo 202	Austemperado	414
F.F. Nodular Crank Tipo 202	Austemperado e roleteado	986

Tabela 3.2: Efeito do roleteamento e tratamento térmico de austêmpera sobre as propriedades de fadiga em flexão reversa em virabrequins.

Fonte: QIT-Fer et Titane Inc. (1990).

A figura 3.18 mostra os efeitos do roleteamento superficial sobre as propriedades de fadiga em flexão de ferros fundidos nodulares de classes ferrítica e perlítica.

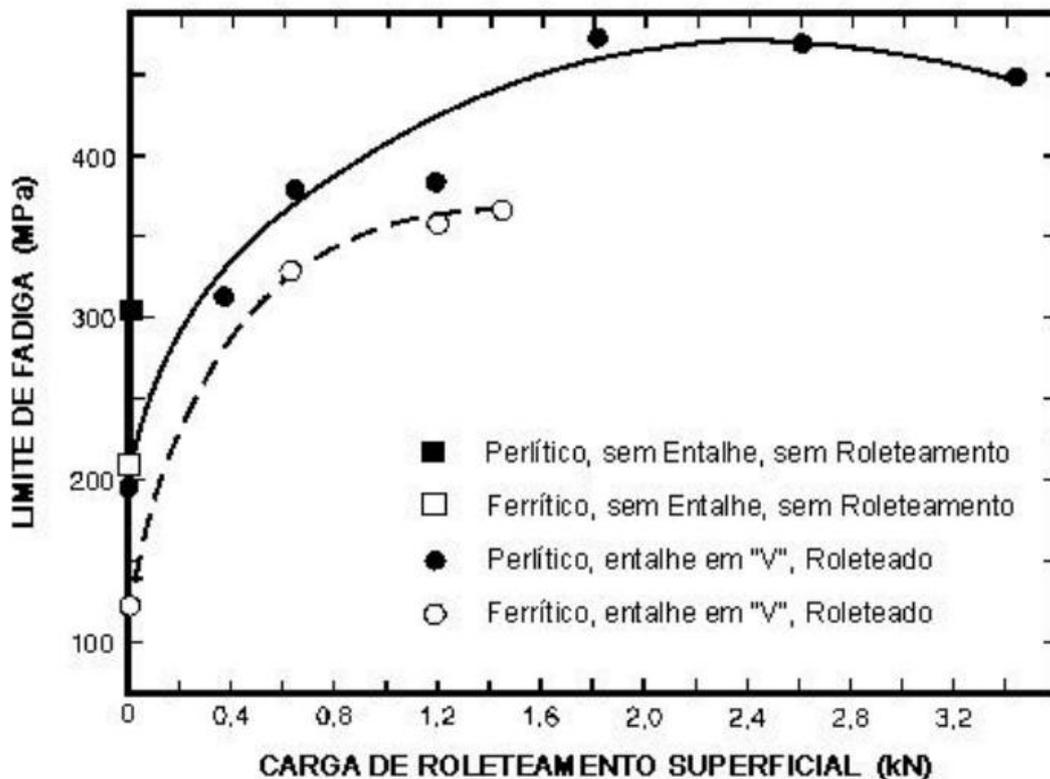


Figura 3.18: Influencia do roleteamento superficial sobre a fadiga dos ferros fundidos perlítico e ferrítico

Fonte: QIT-Fer et Titane Inc. (1990).

3.5 Deform 3D™

3.5.1 História do Método de Elementos Finitos.

Na generalidade dos casos, é muito difícil definir a data em que determinado avanço do conhecimento foi efetuado. No caso particular do Método de Elementos Finitos, é referido por vários autores que a publicação mais antiga em que é utilizada a designação “elemento finito” é um artigo que data de 1960 e tem como autor Ray Clough. Anteriormente, já eram conhecidas algumas técnicas que vieram a ser incorporadas no MEF, sem este aparecer ainda com as principais características que hoje em dia possui. Os grandes passos do desenvolvimento do MEF, que o conduziram ao formato que atualmente apresenta maior aceitação, foram dados na década de 60 e início da de 70. Inicialmente, os elementos finitos mais comuns eram os triangulares e os tetraédricos, passando-se mais tarde a dar preferência aos quadriláteros e aos hexaedros. é

3.5.2 Apresentação do Software Deform 3D™

O Deform 3D™ é um software de engenharia que utiliza o Método de Elementos Finitos em simulações de conformação de metais. Ele permite analisar processos de conformação plástica, tratamento térmico, mecânico, de usinagem e processos de união. Este software é de fácil introdução de dados e tem sua análise focada na modelagem final, otimizando o sistema de remalhamento para problemas de grande deformação.

O Deform 3D™ tem provado ser de grande eficácia em uma ampla gama de aplicações industriais e na área de pesquisa. A simulação tem tido fundamental importância no estudo da qualidade, na redução de custos, na aplicação de melhorias em processos já existentes, no desenvolvimento de novos processos, tornando mais competitivas as empresas que a utilizam.

O modelamento de processos de tratamento térmico como normalização, recozimento, têmpera, revenido, envelhecimento, e cementação pode ser realizado pelo Deform 3D™ (HT). O software mensura a dureza, tensão residual, deformação e outras importantes características de materiais tratados termicamente.

3.5.3 Aplicações do Deform 3D™

Apresenta-se em seguida um exemplo de aplicação do MEF, que consiste na análise de um corpo de prova de dimensões padrão para um ensaio de tração. Nestas condições pode-se admitir que se trata de um meio contínuo, sujeito a um estado plano de tensões. Na Figura 3.19 está representada a malha utilizada, que é constituída por 20000 elementos finitos gerada pelo programa DEFORM 3D™.

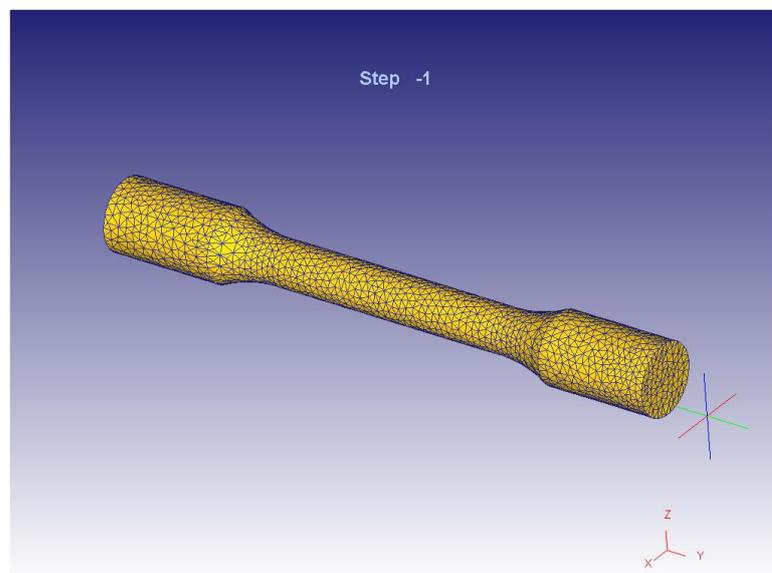


Figura 3.19 - Elementos finitos de um corpo de prova.
Fonte: DEFORM 3D™.

Depois de completada a análise da estrutura pelo MEF, fica-se a conhecer os valores aproximados dos deslocamentos e das tensões instaladas. Na Figura 3.20 está representada a malha deformada pela ação das forças aplicadas à estrutura. Para permitir uma melhor visualização dos deslocamentos, estes são multiplicados por um fator de ampliação. Com o tipo de visualização utilizado na Figura 3.20, é possível ter uma percepção imediata dos locais em que as tensões principais apresentam maiores valores.

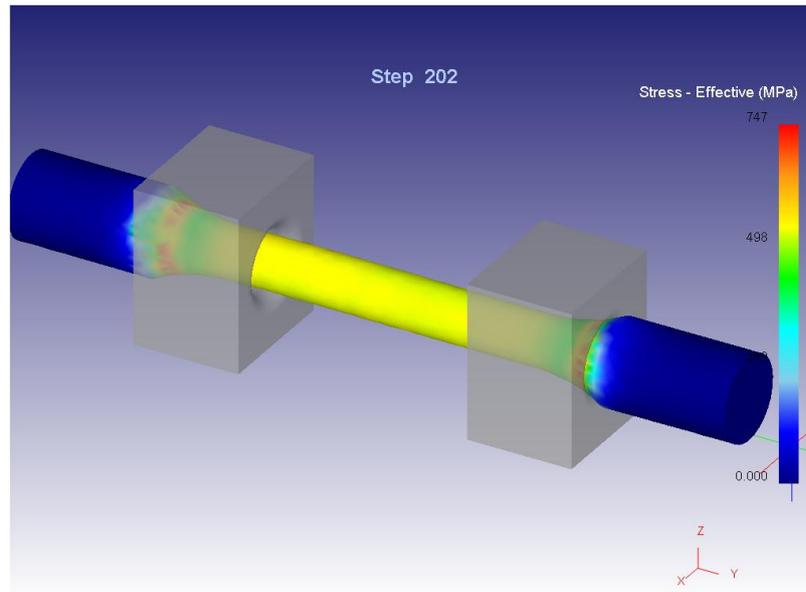


Figura 3.20 - Estado de tensões do corpo de prova durante o ensaio de tração.
Fonte: DEFORM 3D™.

O alongamento durante o ensaio de tração é visualizado na Figura 3.21.

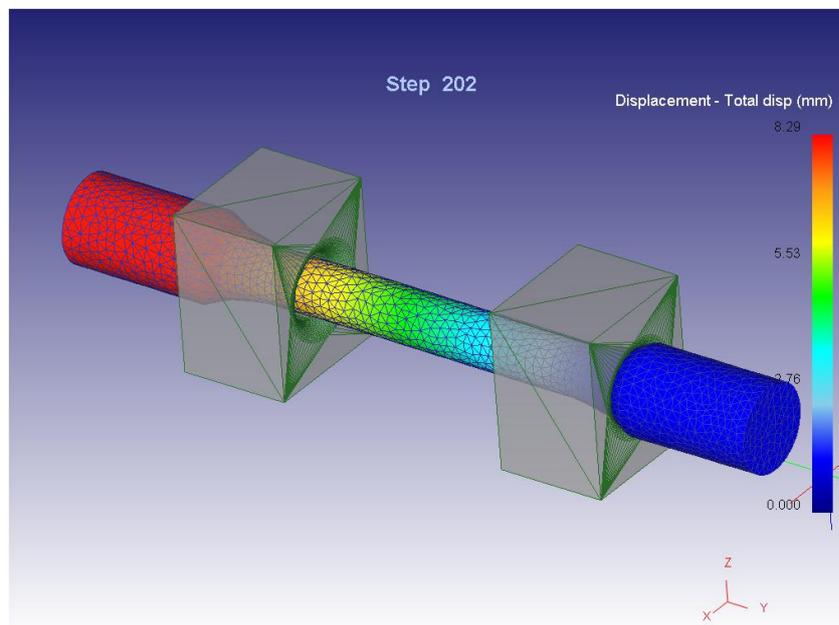


Figura 3.21 - Alongamento durante o ensaio de tração.
Fonte: DEFORM 3D™.

CAPÍTULO 4 - MATERIAL E MÉTODOS

Neste capítulo serão apresentados os tópicos abaixo:

- 4.1 Levantamento dos dados;
- 4.2 Eixo virabrequim para roleteamento;
- 4.3 Simulação numérica do processo de roleteamento no eixo virabrequim.

4.1 Levantamento dos dados

O levantamento da curva tensão deformação verdadeira foi necessário para a introdução do material ADI na “biblioteca” do DEFORM 3D™. O material utilizado para determinar as propriedades mecânicas foi fornecido por Dias (2006) que em seus estudos classificou o Ferro Fundido Austemperado em grau 1 conforme a tabelas 4.1 e 4.2.

As propriedades mecânicas do ADI, utilizadas para construção da curva de tensão x deformação de engenharia, conforme a norma ASTM A 897 (2006), foram obtidas por meio de ensaios de tração com utilização de extensometria eletrônica. Nogueira (2011) determinou as propriedades à tração do ferro fundido nodular austemperado utilizando um corpo de prova de 12,7 mm de diâmetro, conforme norma ASTM A 536 (2006) e um extensômetro com distância entre garras de 25 mm. O corpo de prova foi ensaiado em uma máquina de ensaios de tração com extensometria eletrônica.

A relação força x alongamento possibilitou determinar:

- o limite de escoamento para uma deformação permanente de 0,2% (deformação plástica);
- o limite de resistência;
- o limite de ruptura.
- a curva tensão deformação de engenharia;
- o módulo de elasticidade;

Com o resultados obtidos foi calculada a curva tensão x deformação verdadeira possibilitando inserir as características do Ferro Fundido austemperado na “biblioteca” do Deform 3D™ para que fosse feita a simulação no eixo virabrequim. O material atende as

especificações do grau 1 da tabela 5.1 apresentada abaixo.

Propriedades Físicas do Ferro Fundido Austemperado					
ASTM A 897M	900/650/09	1050/750/07	1200/850/04	1400/1100/02	1600/1300/01
Grau	1	2	3	4	5
Propriedade					
Limite de resistência (MPa)	900	1050	1200	1400	1600
Limite de escoamento a 0,2% (MPa)	650	700	850	1100	1300
Alongamento (% base em 50mm)	09	07	04	02	01
Dureza Brinell	269-341	302-375	341-344	388-477	402-512
Resistência ao impacto (J)	100	80	60	35	20
Densidade (g/cm ³)	155-163	155-163	155-163	155-163	155-163
Densidade (g/cm ³)	7,0965	7,0779	7,0779	7,0686	7,0593
Expansão térmica (mm/mm/°C)	14,6	14,3	14,0	13,8	13,5
Condutividade térmica (W-MK)	22,1	21,8	21,5	21,2	20,9
Amortecimento Interno (log. Decr. X 0,0001)	5,26	5,41	5,69	12,7	19,2

Tabela 4.1: Propriedades físicas do ferro fundido nodular austemperado.

Fonte : ASTM A 897M (2006) e www.ductile.org

A composição química do ADI está representada na tabela 4.2.

Composição química do ADI (porcentagem de peso)							
C	Si	Mn	S	P	Cu	Ni	Mg
3,744	2,792	0,205	0,014	0,043	0,597	0,606	0,042

Tabela 4.2: Composição química do ferro fundido nodular austemperado.

Fonte: Dias. (2006).

Nos ensaios micrográficos realizados por Dias (2006) foram visualizadas as micro estruturas do ADI conforme a figura 4.1 abaixo.

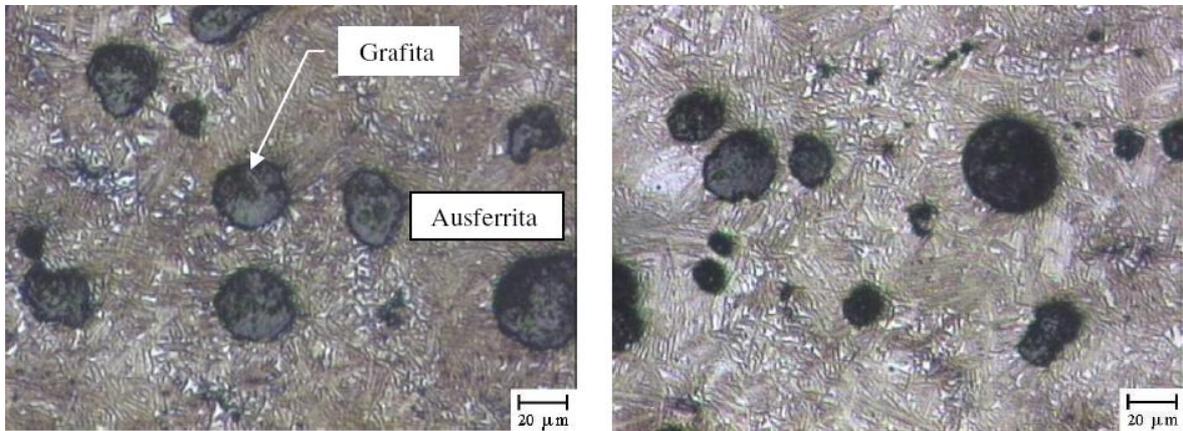


Figura 4.1: Micro estrutura do ferro fundido nodular após tratamento de austempera.

Fonte: Dias, (2006)

4.1.1 Resultados do ensaio de tração.

O gráfico 4.1 mostra a curva tensão de engenharia x deformação de engenharia obtida através do ensaio de tração no corpo de prova.

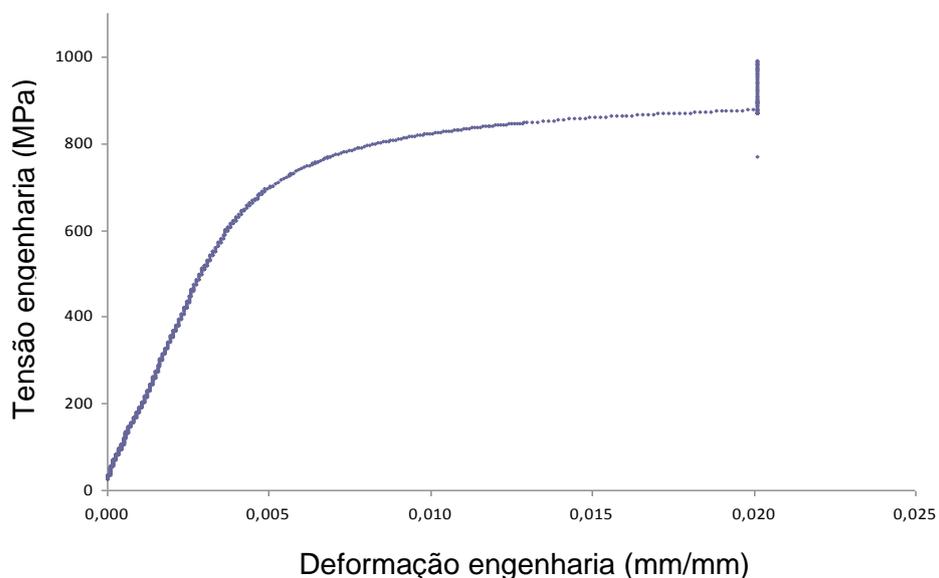


Gráfico 4.1: Ensaio de tração em corpo-de-prova de ferro fundido austemperado.

Fonte: Nogueira (2011).

Com os valores obtidos no ensaio de tração foi possível calcular o coeficiente de determinação $R^2 = 0,9976$ e o módulo de elasticidade $E = 160080$ MPa. A equação 5.1 foi conseguida pela regressão linear simples.

$$Y = 160080 + 34,674$$

Equação 5.1

O módulo de elasticidade do ADI foi obtido através dos dados do gráfico 4.1 e está representado no gráfico 4.2.

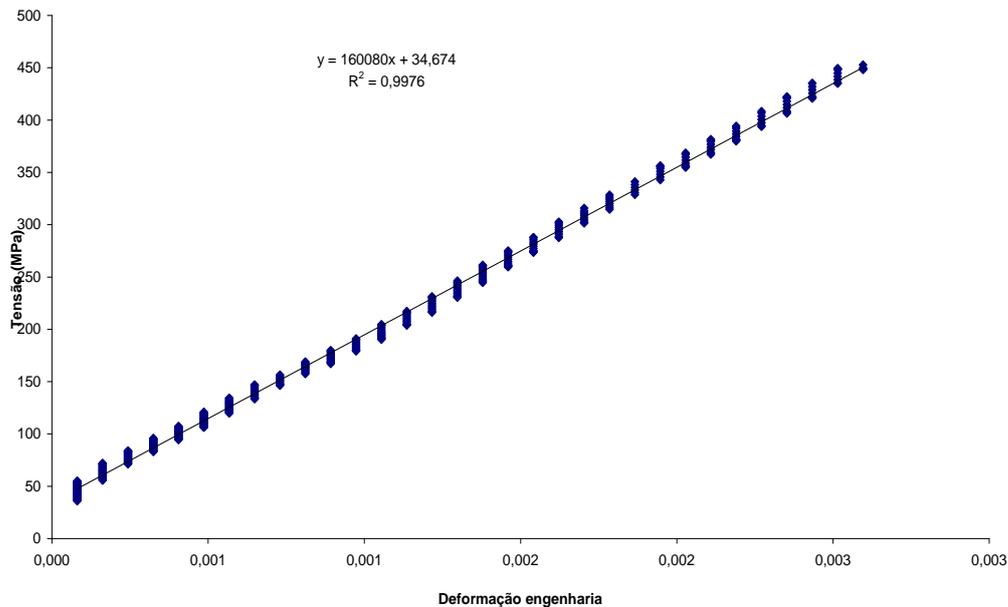


Gráfico 4.2: Reta de regressão ajustada aos dados do gráfico 4.1 possibilitando a determinação do módulo de elasticidade do ferro fundido austemperado.

Fonte: Nogueira (2011).

O valor do módulo de elasticidade do ADI foi inserido na “biblioteca” do Deform 3D™.

Nogueira (2011) levantou os pontos da curva tensão x deformação conforme gráfico 4.3, e através da determinação do limite de escoamento, obtido pelo gráfico 4.1, definiu-se os pontos de tensão e deformação verdadeira introduzidos na “biblioteca” do Deform 3D™. A tabela 4.3 e o gráfico 4.4 mostram estes pontos.

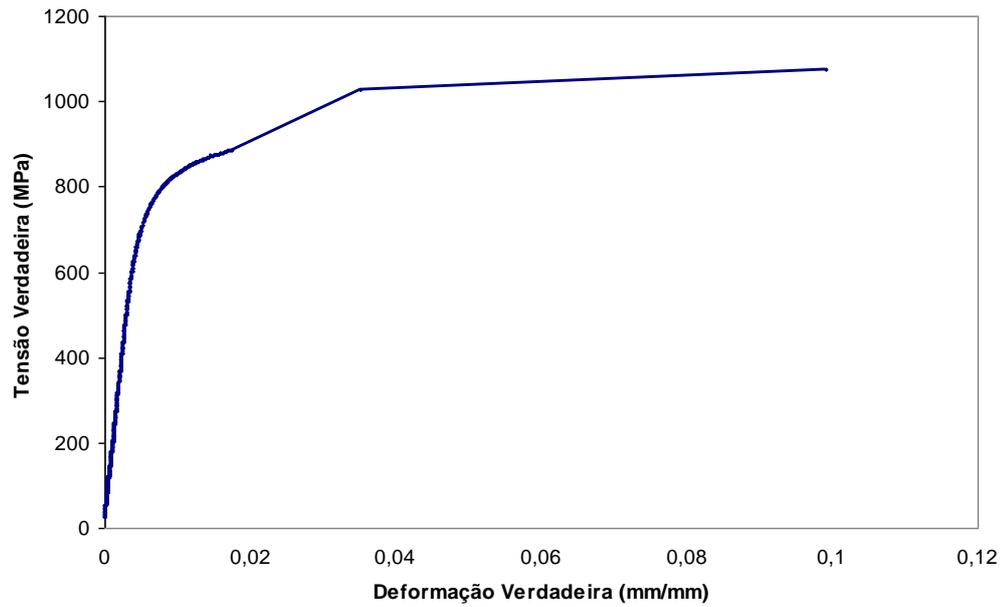


Gráfico 4.3 : Curva tensão x deformação verdadeira.
Fonte:Nogueira (2011)

Tabela deformação verdadeira e tensão verdadeira

Deformação Verdadeira (mm/mm)	Tensão Verdadeira (MPa)	Ocorrência
0	34,67	Região linear
0,002593	453,93	Região linear
0,003725	601,60	Limite de proporcionalidade
0,005986	746,54	Região não linear
0,007275	786,05	Limite de escoamento
0,009448	825,35	Região elasto-plástica
0,013218	861,99	Região elasto-plástica
0,017373	885,58	Região elasto-plástica
0,035043	1026,70	Limite de resistência
0,099105	1074,05	Limite de ruptura

Tabela 4.3: Dados inseridos no Deform 3D™.
Fonte: Nogueira (2011)

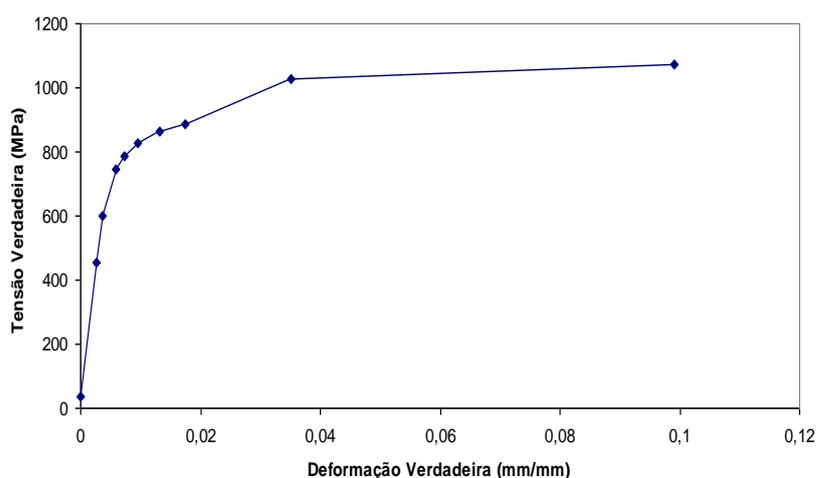


Gráfico 4.4: Gráfico dos pontos inseridos na biblioteca do Deform 3D™.
Fonte: Nogueira (2011)

A simulação foi feita a partir da inserção dos dados do ADI na “biblioteca do Deform 3D™”.

4.2 Eixo virabrequim e roletes para a simulação do roleteamento.

O desenho do Eixo Virabrequim foi fornecido pela Schulz Compressores conforme anexo 1. O material utilizado para fabricação do eixo é o ASTM A 536 (2009) Grau 80-55-06, com dureza de 187 a 255HB cujas propriedades físicas são:

- limite de escoamento = 379 MPa;
- limite de resistência = 552 MPa;
- alongamento = 6%;
- resistência à fadiga = 220,8 MPa.

Conforme o projeto da Schulz Compressores, o eixo foi redesenhado em SolidWorks®.

O eixo virabrequim monocilíndrico foi discretizada em pequenos elementos no programa DEFORM 3D™. A forma utilizada para os elementos foi a tetraédrica. O eixo foi travado em velocidade nos eixos Y e Z, ficando livre em X.

O roleteamento foi aplicado no raio de concordância do apoio da biela, aplicando uma carga de 400N para proporcionar um aumento da resistência á fadiga no local. O eixo foi cortado conforme figura 4.2, para analisar o raio de concordância a ser roleteado com assistência do software DEFORM 3D™. A simulação foi feita apenas na região recortada.

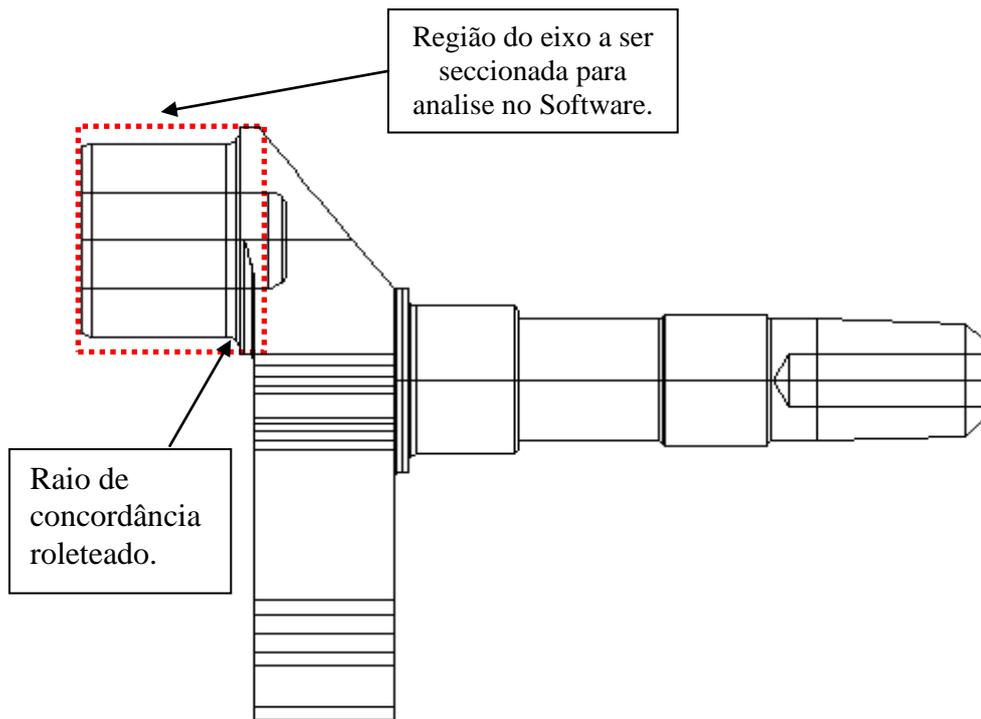


Figura 4.2: Região do eixo a ser seccionada para análise no software
 Fonte : elaborado pelo autor

Em procedimentos realizados por Franco (2010), utilizando o processo de deformação superficial induzido, comprovou-se um aumento de aproximadamente 6% na resistência à fadiga do ferro fundido austemperado. Nos casos de virabrequins, onde os raios de concordância estão submetidos à cargas cíclicas alternadas, a utilização deste procedimento pode trazer ganhos significativos em relação à resistência à fadiga.

Na simulação feita, o eixo portou-se como peça de trabalho, e a carga foi aplicada através de dois roletes com diâmetros de 45 mm e espessura de 1,48 mm e raio de curvatura 2 mm. Os roletes foram gerados para aplicar a carga de 400 N e servirem de apoios superior e inferior. Os roletes estão representados na figura 4.3 e foram desenhados em SolidWorks 3D.

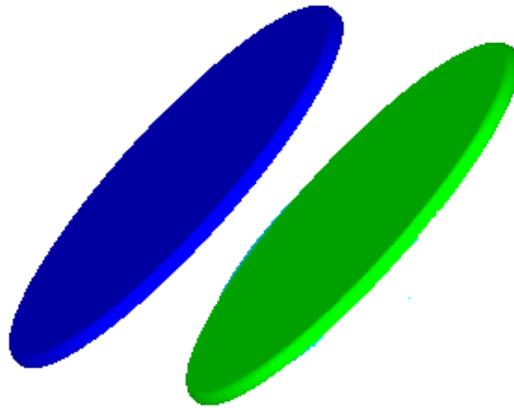


Figura 4.3: Roletes ou apoio superior e inferior, posicionados simetricamente, para serem inseridos no DEFORM 3D™

Fonte: Elaborado pelo autor

4.3 Simulação computacional do processo de roleteamento.

A simulação no DEFORM 3D™ foi realizada em três estágios:

- primeiramente foram importados os desenhos executados em SolidWorks 3D do eixo virabrequim cortado e os dois roletes de suporte e aplicação da força de 400 N. Foram definidas as condições de contorno (mostradas no item 4.3.1.) , a geração da malha de elementos finitos, o refino da malha na região de estudo, o posicionamento dos roletes gerando um contato com o eixo virabrequim e introdução do material do eixo virabrequim;
- o segundo estagio foi a realização do encruamento superficial, feito pela translação dos roletes em torno do eixo. A simulação foi realizada em 5 etapas, onde foram realizados todos os três estágios. Ao final de cada etapa, o centróide de área foi modificado, alterando desta maneira o eixo de translação dos roletes.
- finalmente foi feito o afastamento dos roletes para observar as tensões residuais geradas pelo roleteamento.

4.3.1 Primeira etapa do processo de simulação computacional.

O desenho do eixo recortado e os roletes de aplicação de força e apoio, desenhados em SolidWorks 3D, foram salvos na extensão Stereolithograph (STL) e inseridos no pré processador do programa Deform 3DTM. Em seguida foi feito o posicionamento dos objetos. Os desenhos foram centralizados no eixo X

A malha tetraédrica de elementos finitos, no eixo em estudo, foi gerada com 30.000 elementos e fator de relação de tamanho igual a 2. Esta malha foi refinada na região de aplicação da força de 400 N, proporcionando um número de nós de 6.782 e 6.176 polígonos superficiais, totalizando 30.736 elementos na superfície. As figuras 4.4 e 4.5 mostram os elementos da malha gerada.

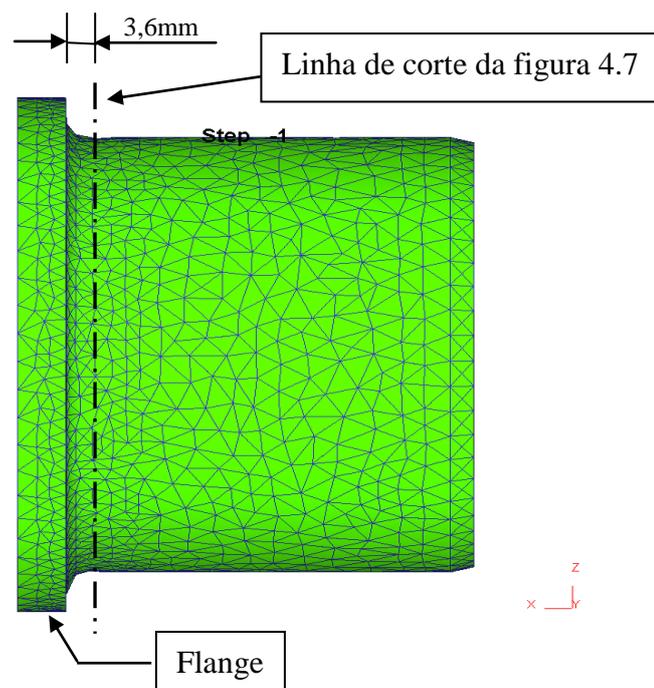


Figura 4.4: Geração da malha no eixo com a posição do corte para visualização.
Fonte: Elaborado pelo autor.

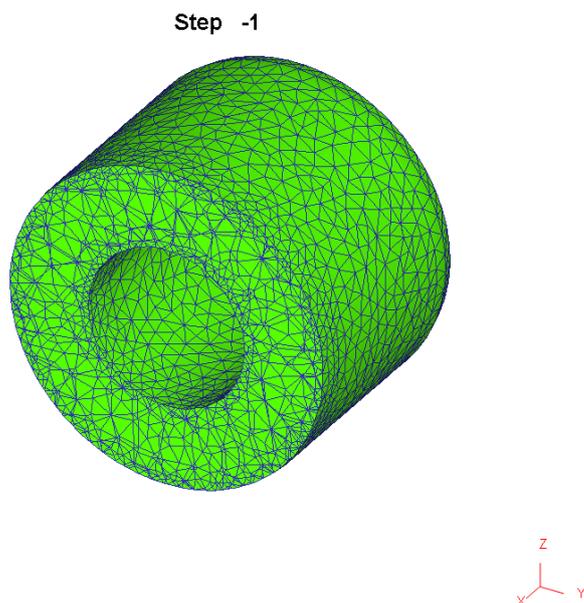


Figura 4.5: Região de refino da malha, corte realizado a 3,6mm do flange.
Fonte: Elaborado pelo autor.

A malha foi refinada, na região próxima à aplicação da força, para possibilitar uma melhor avaliação na região a ser estudada.

O eixo virabrequim foi definido como elemento de trabalho elasto plástico, e as suas condições de contorno foram determinadas, adotando o critério de deformação com velocidade fixada em zero para os eixos Y e Z, ficando livre para a direção X. A temperatura foi definida constante em 20° C.

Em seguida foi realizada a interferência de 0,0001mm dos roletes com o eixo virabrequim. e a aplicação de força de 400 N em Z e -Z. Foi adotado coeficiente de atrito zero entre os roletes e o eixo. Através da interferência o programa posicionou os discos tocando o eixo. Foi realizada a conectividade entre os três elementos de simulação conforme figura 4.6 , definindo-se também a solução pelo método Newton-Raphson

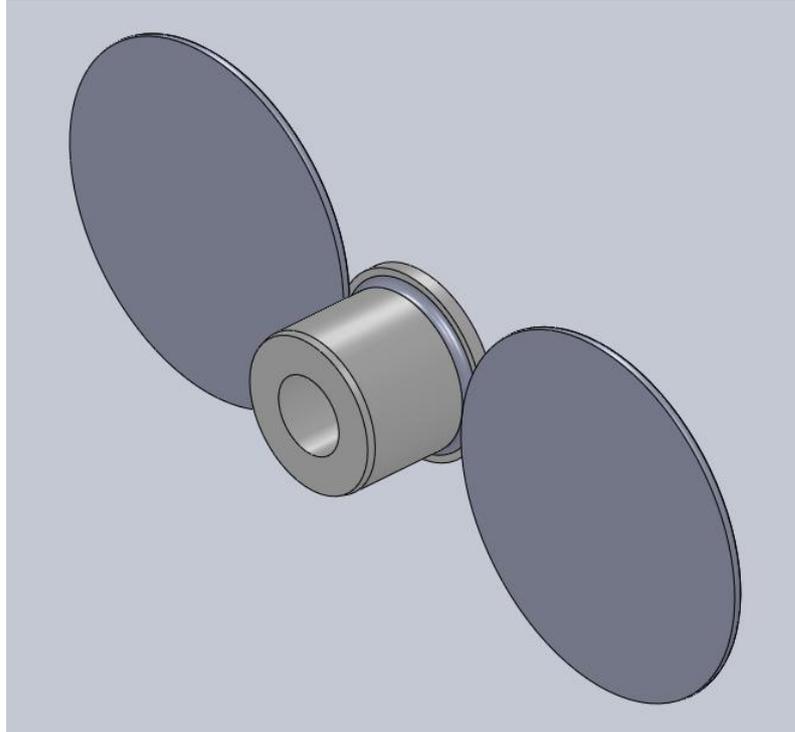


Figura 4.6: Conectividade entre os três elementos .
Fonte: Elaborado pelo autor.

A simulação foi feita, nessa primeira etapa, com 30 passos de aplicação de força constante de 400 N, com um incremento de 2 segundos a cada passo, com uma duração de 60 segundos.

4.3.2 Segunda etapa do processo de simulação computacional.

Na segunda etapa retira-se a carga externa aplicada mas mantém-se o posicionamento dos roletes conferindo-se aos mesmos um movimento de translação de 15 rpm, no eixo X, em torno do novo centróide de área do eixo virabrequim . O centróide de área foi modificado devido à deformação gerada pela força aplicada de 400N.

Esta etapa da simulação foi efetuada em 800 passos com incremento de tempo de 0,02 segundos, equivalendo a quatro voltas completas dos roletes em torno do centróide de área do eixo, com uma duração de 16 segundos.

4.3.3 Terceira etapa do processo de simulação computacional.

Na terceira etapa os roletes foram afastados, desfazendo a inter conectividade existente entre os elementos para aliviar as tensões , eliminando assim as deformações plásticas. A simulação foi efetuada em 10 passos com incremento de 2 segundos. Com este procedimento é possível verificar, na região analisada, as deformações e tensões residuais.

4.4 Finalização da implementação da simulação.

A simulação foi feita em 5 etapas, totalizando 20 voltas dos roletes em torno do eixo virabrequim. Após a simulação foram analisadas as seguintes tensões e deformações para o sentido longitudinal:

- Deformação efetiva ($\varepsilon_{\text{efet.}}$), descrita por Dieter (1981) e definida pela equação 4.1.

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\sqrt{2}}{3} [(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2]^{1/2} \quad (4.1)$$

- Deformação na direção x (ε_x).
- Tensão efetiva ($\sigma_{\text{efet.}}$), descrita por Dieter (1981) e definida pela equação 4.2.

$$\bar{\sigma} = \frac{\sqrt{2}}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2} \quad (4.2)$$

- Tensão média (σ_m), de acordo com a equação 5.3.:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (4.3)$$

- Tensão em x (σ_x);
- Tensão em y (σ_y).

No seção transversal foram observados:

- Deformação efetiva ($\varepsilon_{\text{efet.}}$);
- Deformação em x (ε_x);
- Tensão efetiva ($\sigma_{\text{efet.}}$);
- Tensão média (σ_m), e
- Tensão em Y (σ_y)
- Tensão em Z (σ_z)

CAPÍTULO 5 - APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Neste capítulo serão apresentados:

- 5.1 Os resultados da aplicação de força na simulação computacional
- 5.2 Os resultados da simulação computacional de roleteamento no eixo virabrequim fabricado em ferro fundido nodular austemperado no sentido longitudinal.
- 5.3 Os resultados da simulação computacional de roleteamento no eixo virabrequim fabricado em ferro fundido nodular austemperado no sentido transversal.

5.1 Resultados da aplicação de força na simulação computacional

Inicialmente aplicou-se uma carga de 1000N para a realização da simulação de roleteamento. Os resultados obtidos mostraram uma deformação plástica no flange e na região roleteada, conforme figura 5.1. A eliminação desta deformação plástica, que alterou a geometria do eixo, foi alcançada reduzindo a carga para 400N, onde obtiveram-se valores de tensões residuais e deformações.

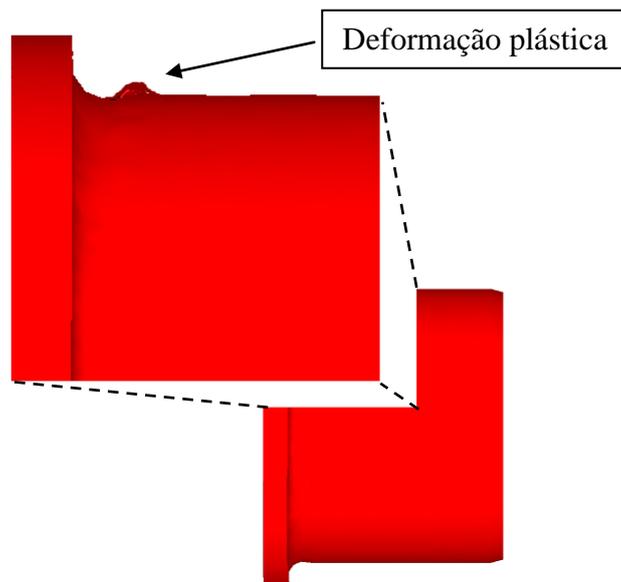


Figura 5.1: A região indicada mostra a deformação plástica após aplicação da força de 1000N
Fonte: Elaborado pelo autor.

A simulação foi realizada aplicando a carga de 400N através dos roletes.

A análise foi feita com a medição da força total em um nó, no eixo Z, no final da primeira etapa, passo 30, com força aplicada de 400N e roletes sem movimento. A medição foi comparada com o resultado da força obtido no eixo Y, passo 80 sem aplicação de força com roletes fazendo a translação no novo centróide de área, determinado no final da primeira etapa.

A verificação descrita está representada na figura 5.2 e 5.3 onde a força aplicada de 400N, distribuída em toda a região trabalhada, tomou valores máximos de 316N em um nó no eixo Z e de 388N no eixo Y.

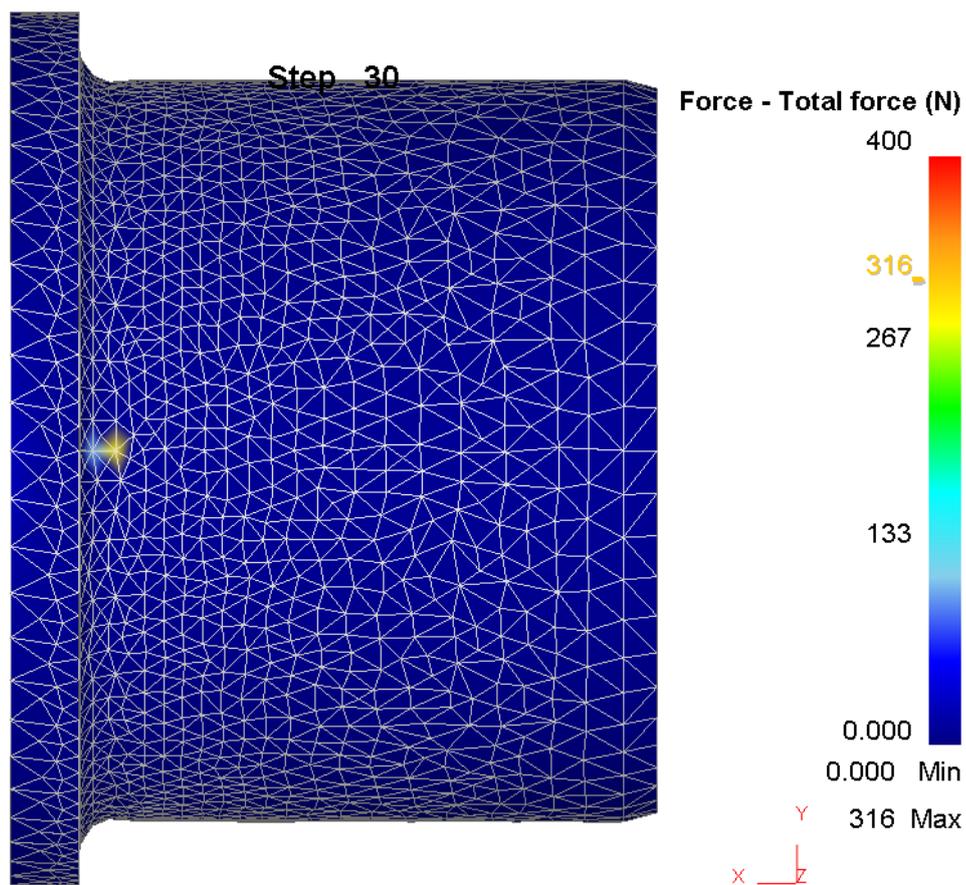


Figura 5.2: Força total no passo 30 da primeira etapa, no eixo Z
Fonte: Elaborado pelo autor

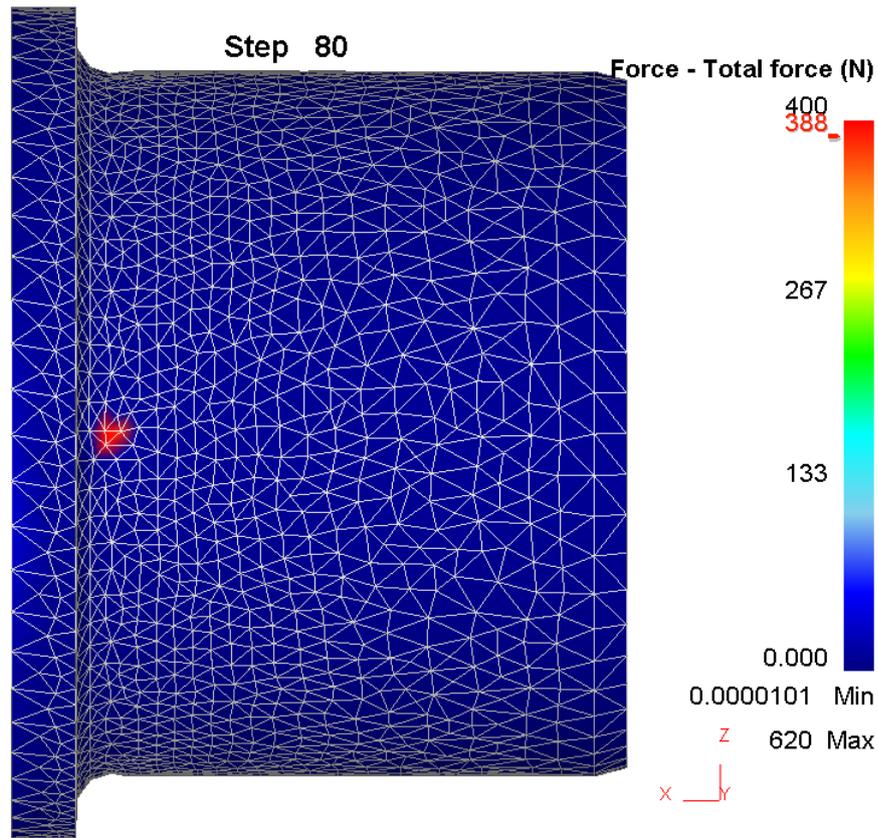


Figura 5.3: Força total no final da primeira etapa, no eixo Y
 Fonte: Elaborado pelo autor

5.2 Resultados da simulação computacional de roleteamento no eixo virabrequim fabricado em ferro fundido nodular austemperado no sentido longitudinal.

Após a simulação, o eixo foi seccionado no sentido longitudinal conforme figura 5.4, para possibilitar a análise das tensões e deformações

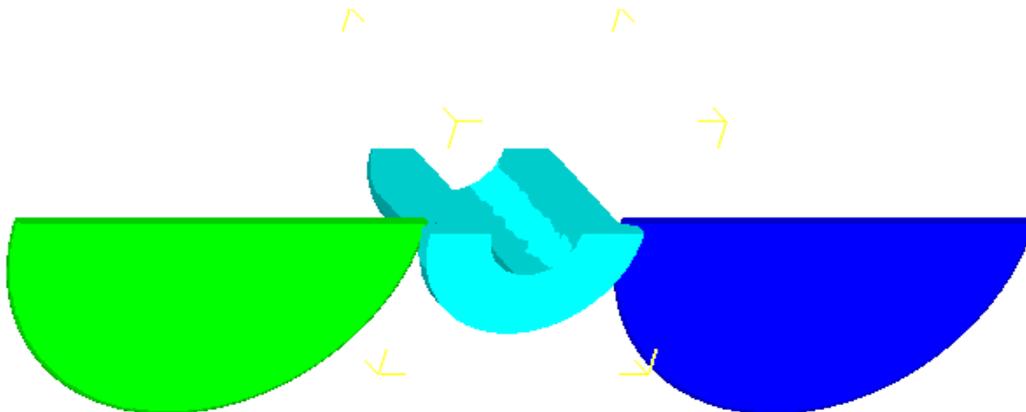


Figura 5.4: Corte no sentido longitudinal para análise das tensões e deformações.
 Fonte: Elaborado pelo autor.

Na primeira etapa da simulação, foram realizadas quatro voltas do rolete em torno do centróide de área do eixo, aplicando uma força de 400N. Verificou-se uma deformação efetiva máxima, de 0,20 mm/mm na região trabalhada, após o afastamento dos roletes, conforme figura 5.5.



Figura 5.5: Deformação efetiva ao final da primeira etapa da simulação
Fonte: Elaborado pelo autor.

As figuras 5.6 e 5.7 mostram a deformação efetiva ao final das 20 voltas (passo 4260) da simulação. Pode-se observar uma deformação de 1,10 mm/mm na região roleteada.

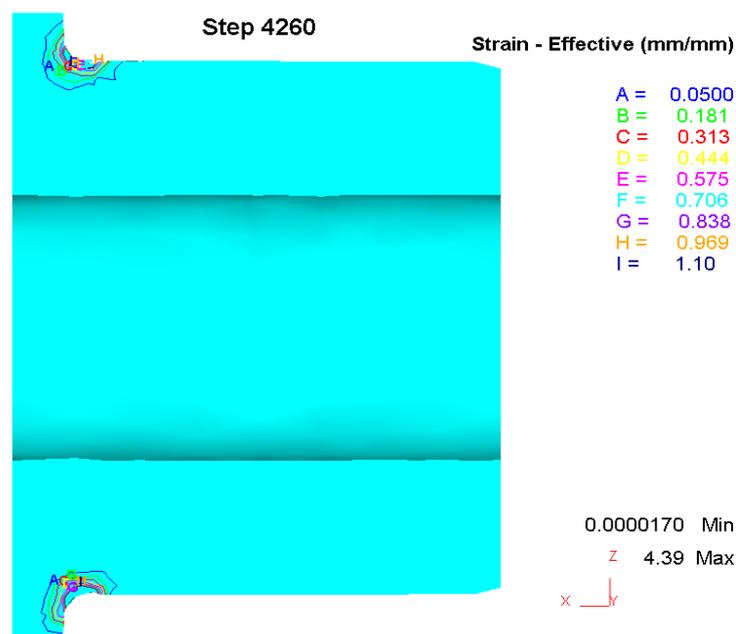


Figura 5.6: Isolinhas da deformação efetiva ao final da simulação.
Fonte: Elaborado pelo autor

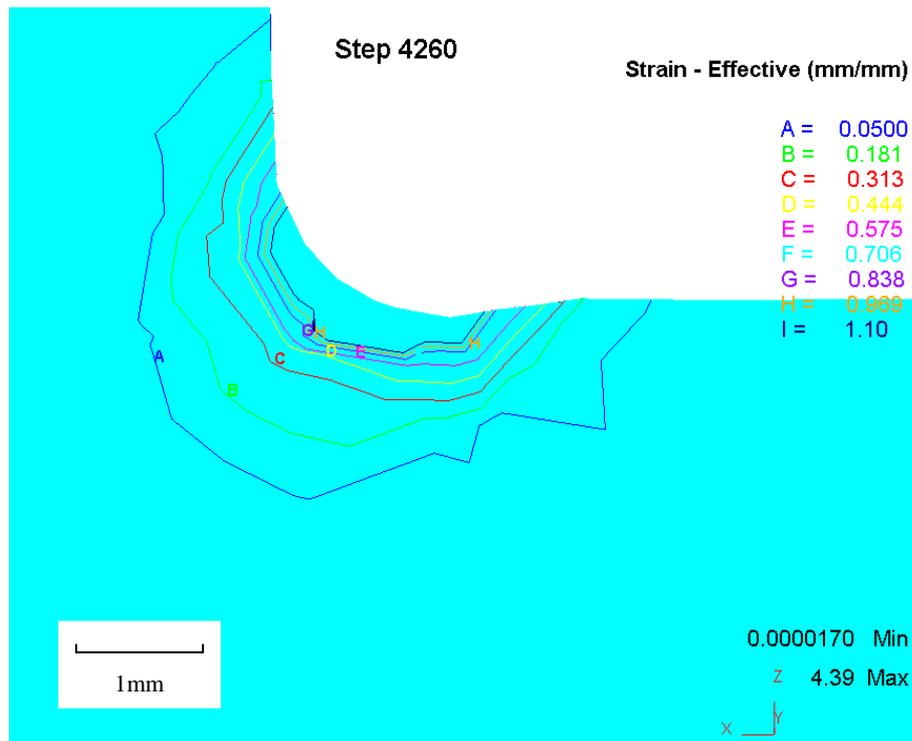


Figura 5.7: Isolinhas ampliadas da deformação efetiva ao final da simulação.
Fonte: Elaborado pelo autor

Ao final de cada ciclo com 4 voltas, foram colhidos os valores de deformação efetiva máxima e mínima, com aplicação da força de 400N. Esses valores foram colocados no gráfico 5.1, onde está demonstrada a evolução da deformação efetiva nos 5 ciclos simulados.

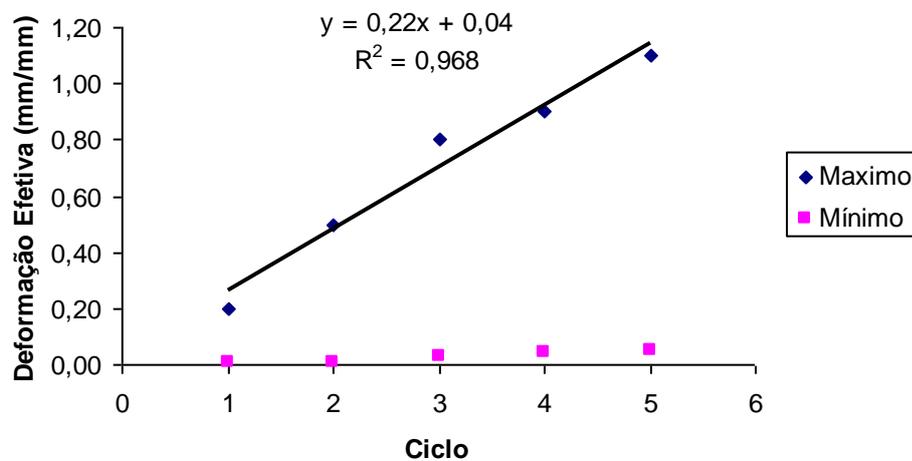


Gráfico 5.1: Evolução da deformação efetiva nos 5 ciclos simulados
Fonte: elaborado pelo autor

A figura 5.8 mostra as regiões e os valores das deformações na direção X ao final da simulação computacional.



Figura 5.8: isolinhas da deformação na direção X .
 Fonte: elaborado pelo autor.

As deformações em X apresentam valores mínimos que variam de 0,0 mm/mm no primeiro ciclo da simulação a 0,01 mm/mm no quinto ciclo e valores máximos variando de 0,02 mm/mm a 0,06 mm/mm conforme demonstrado no gráfico 5.2.

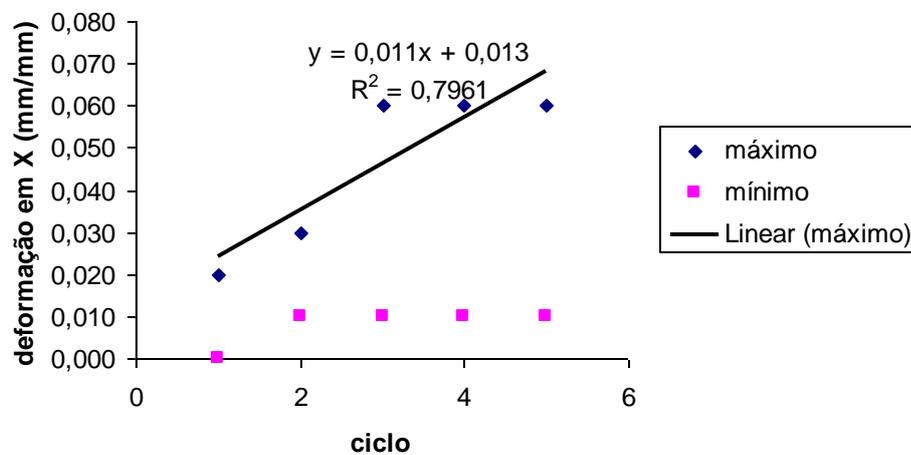


Gráfico 5.2: Deformação total em x.
 Fonte: Elaborado pelo autor

As tensões efetivas do quarto e do quinto ciclo estão representadas respectivamente nas figuras 5.9, 5.10 e 5.11. Nota-se que no final do quinto ciclo houve uma tendência a estabilizar em 700 MPa, atingindo seu valor máximo.

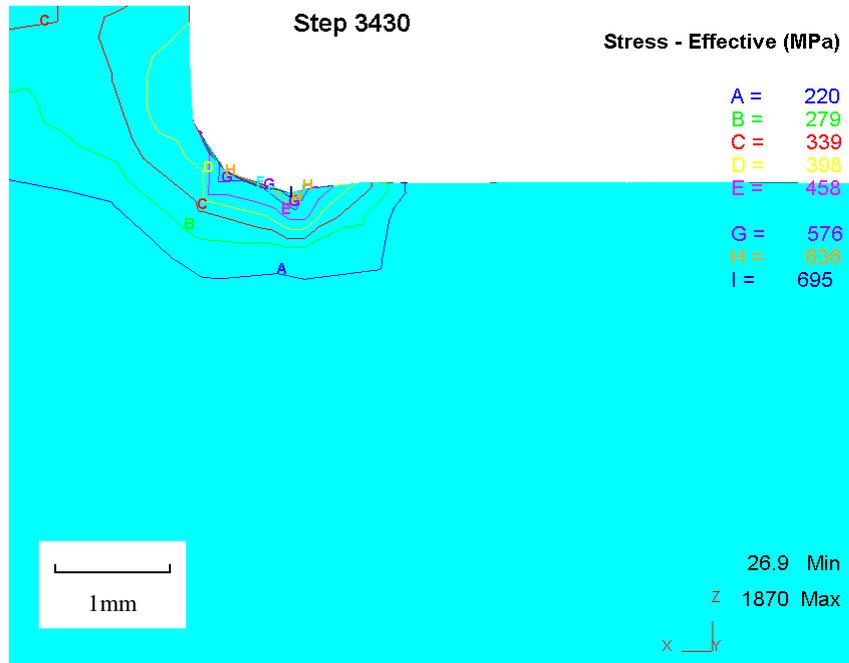


Figura 5.9: isolinhas da tensão efetiva no 4º ciclo da simulação computacional.
Fonte: elaborado pelo autor

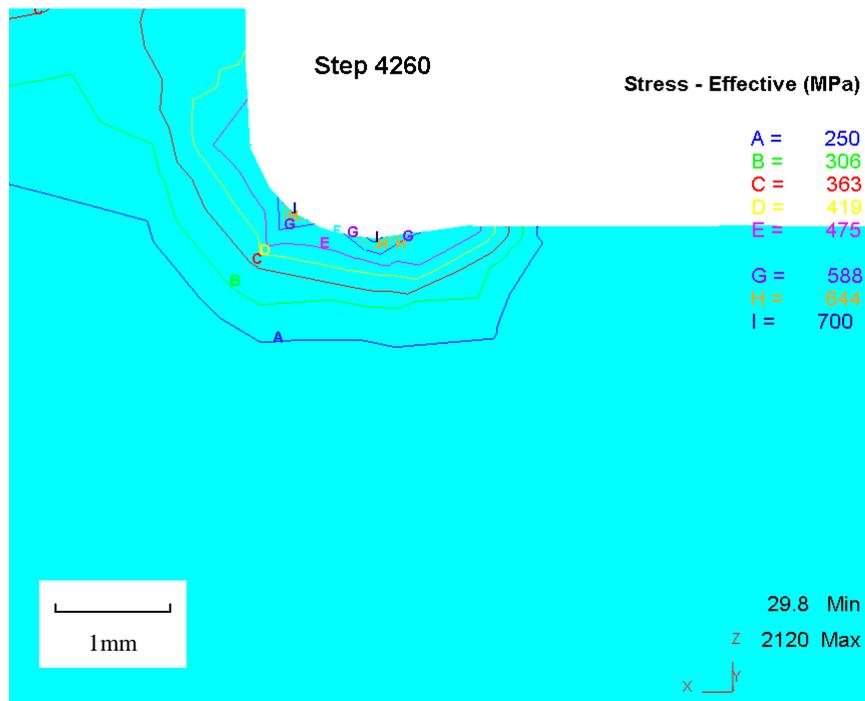


Figura 5.10: isolinhas da tensão efetiva no 5º ciclo da simulação computacional.

Fonte: elaborado pelo autor

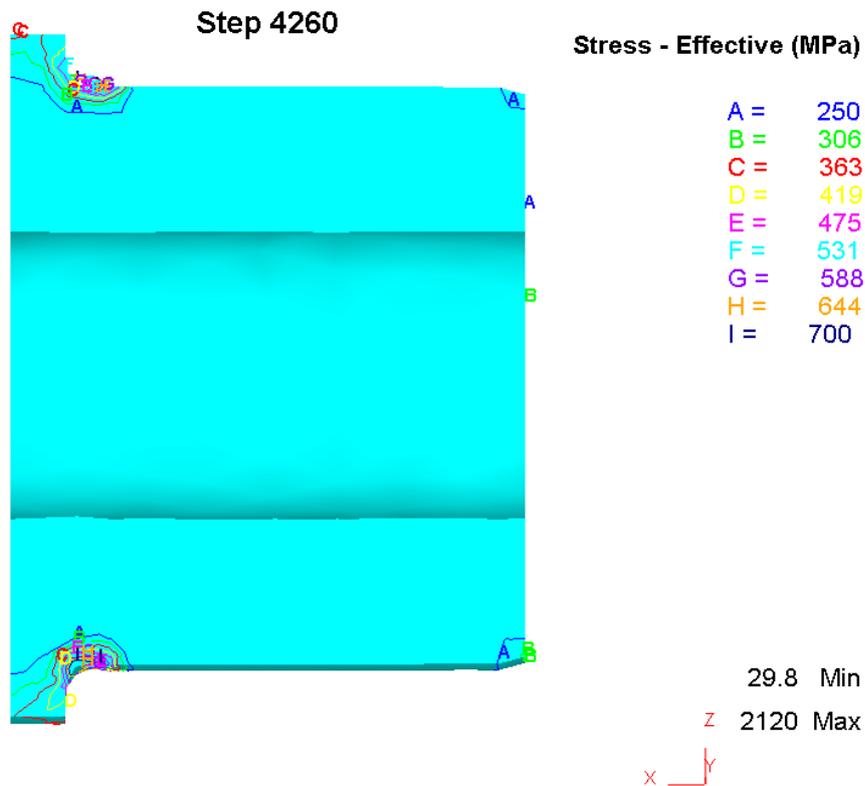


Figura 5.11: Isolinhas da tensão efetiva no 5º ciclo sem ampliar.
Fonte: Elaborado pelo autor

O gráfico 5.3 mostra a evolução da tensão efetiva no sentido longitudinal nos cinco ciclos da simulação computacional.

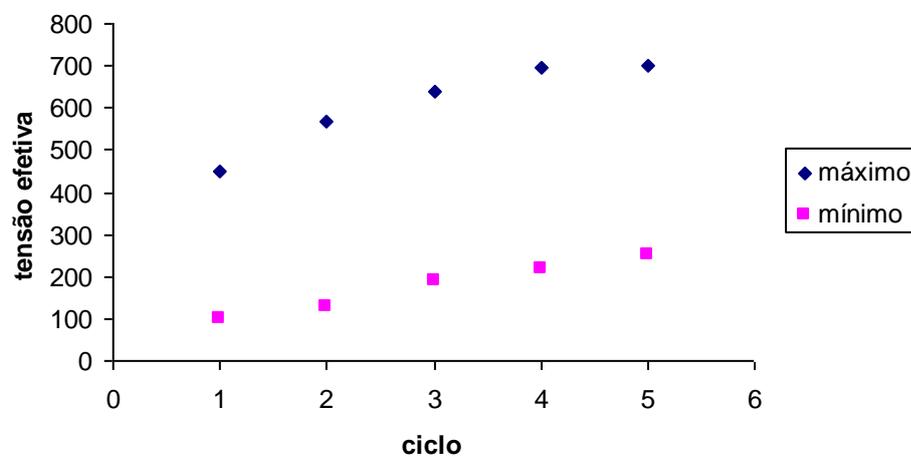


Gráfico 5.3: Tensão efetiva no sentido longitudinal
Fonte: Elaborado pelo autor

Os valores da tensão média residual, após a simulação adquiriram valores de -130MPa na região interior ao raio de concordância do eixo e -170MPa na região de aplicação da força de 400N. A figura 5.12 apresenta os resultados da tensão média residual.

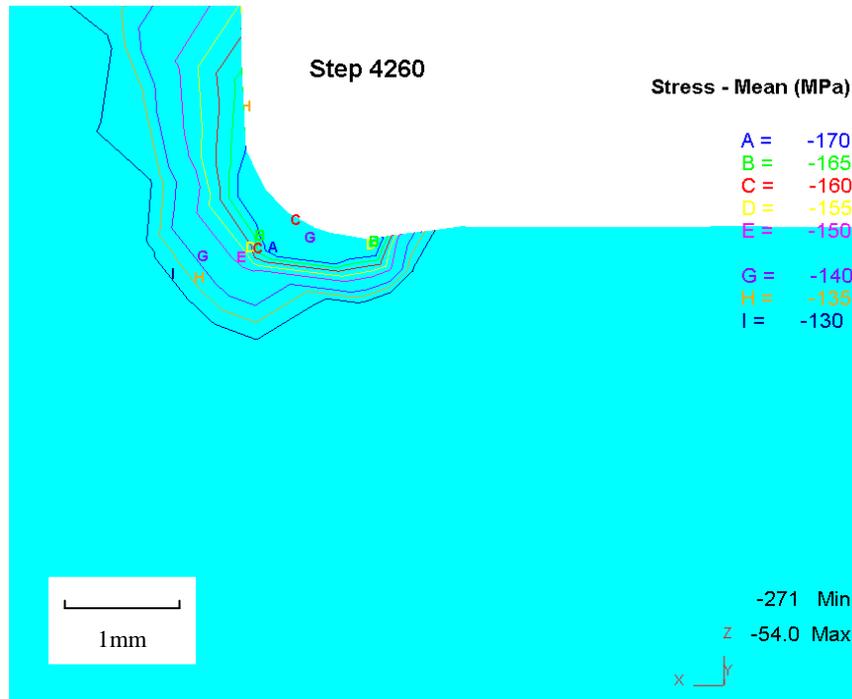


Figura 5.12: Isolinhas da tensão média residual
Fonte: Elaborado pelo autor

O gráfico 5.4 mostra a variação da tensão média residual durante o processo de simulação computacional.

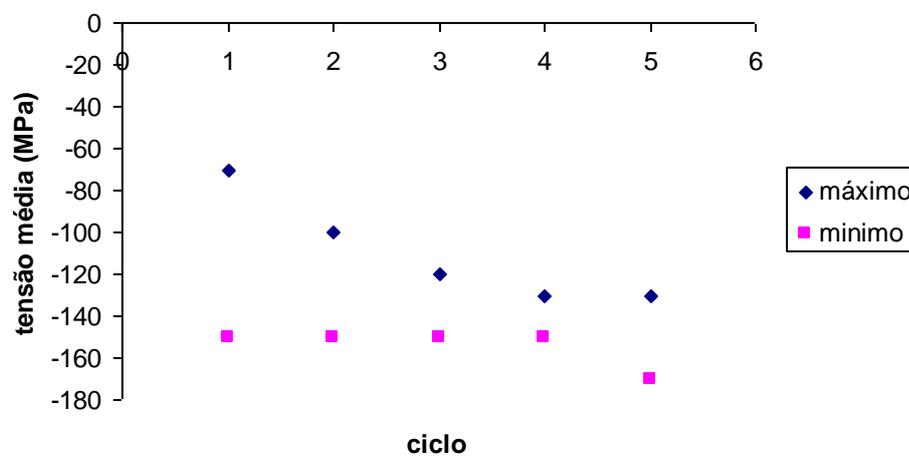


Gráfico 5.4: Evolução da tensão média na simulação.
Fonte: Elaborado pelo autor

As tensões na direção X variam de 0 MPa a 75 MPa no ultimo ciclo da simulação e podem ser visualizadas na figura 5.13.



Figura 5.13: Isolinhas tensão residual na direção X
Fonte: Elaborado pelo autor

O gráfico 5.5 mostra a evolução da tensão residual na direção X em todo o processo de simulação.

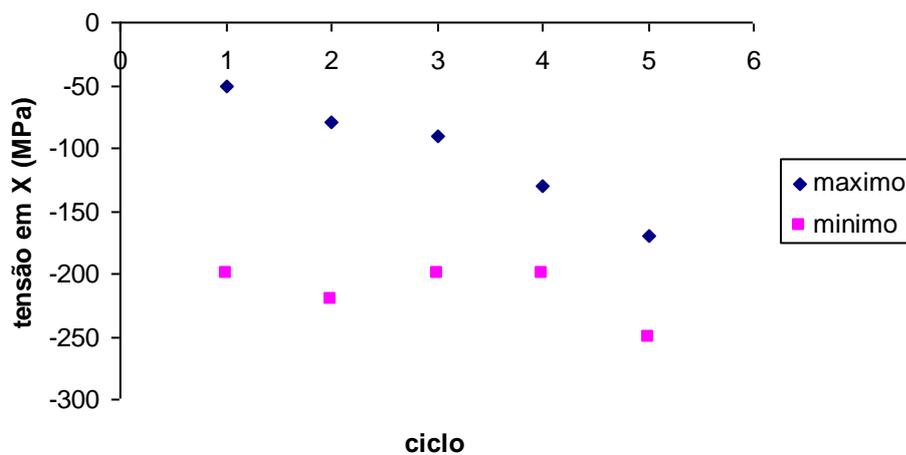


Gráfico 5.5: Evolução da tensão na direção X.
Fonte: Elaborado pelo autor

As tensões na direção Y variam de -150 MPa a -130 MPa no ultimo ciclo da simulação e podem ser visualizadas na figura 5.14.



Figura 5.14: Isolinhas da tensão residual na direção Y
Fonte: Elaborado pelo autor

O gráfico 5.6 mostra a evolução da tensão residual na direção Y em todo o processo de simulação.

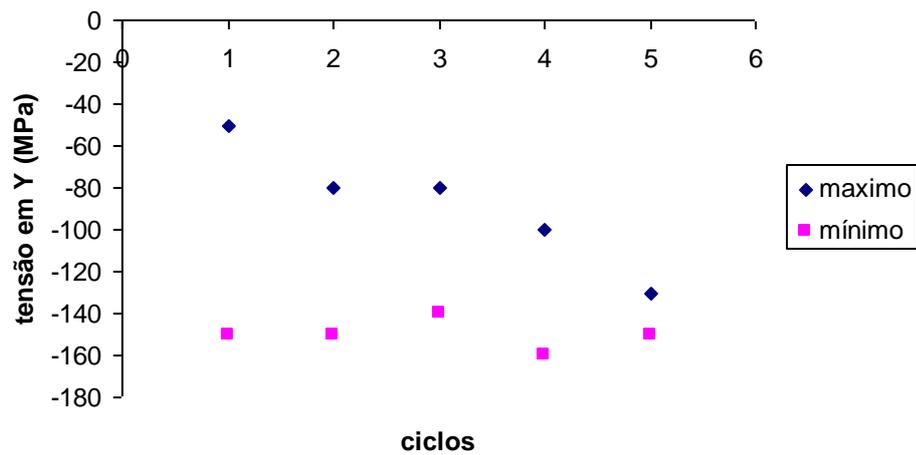


Gráfico 5,6: Evolução da tensão na direção Y.
Fonte: Elaborado pelo autor

5.3 Resultados da simulação computacional de roleteamento no eixo virabrequim fabricado em ferro fundido nodular austemperado no sentido transversal.

O corte na seção transversal foi executado no centro do raio de concordância do eixo virabrequim com o flange, na região de roleteamento, na direção X, para verificar as deformações e tensões residuais após os ciclos da simulação computacional. A figura 5.15 mostra a região seccionada para estudo dos resultados do lado do eixo sede da biela. Foram observados também os resultados do lado do flange conforme figura 5.16.

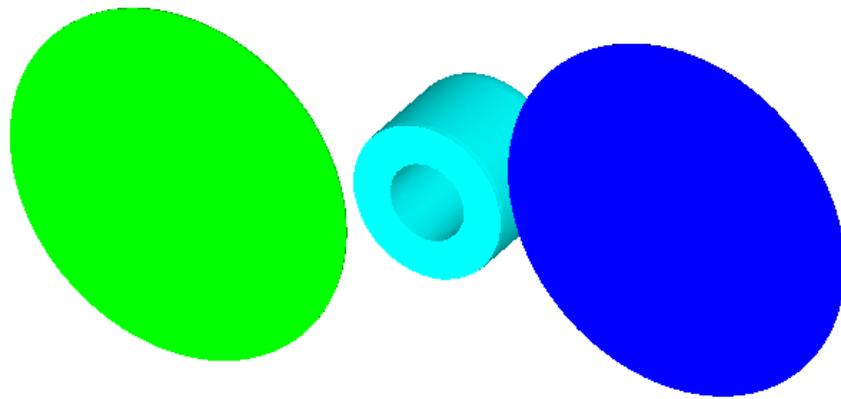


Figura 5.15: Corte transversal para análise das deformações e tensões residuais.
Fonte: Elaborado pelo autor

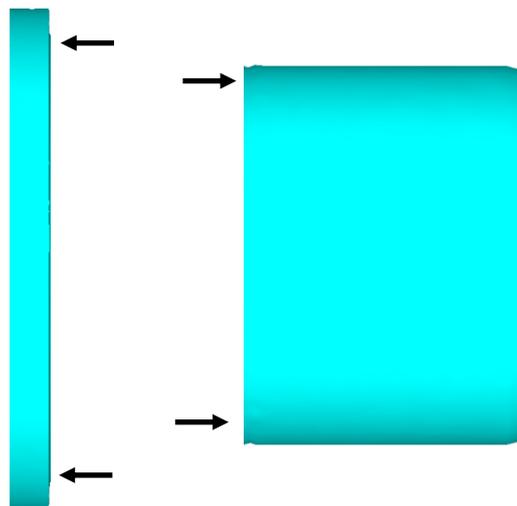


Figura 5.16: Indicações das regiões analisadas.
Fonte: Elaborado pelo autor

Após o afastamento dos roletes, ao final do quinto ciclo, ou seja, 20 voltas, as isolinhas das deformações efetivas residuais na seção transversal podem ser visualizadas conforme

mostradas na figura 5.17 e 5.18. A deformação varia de 0,05 a 1,00 mm/mm

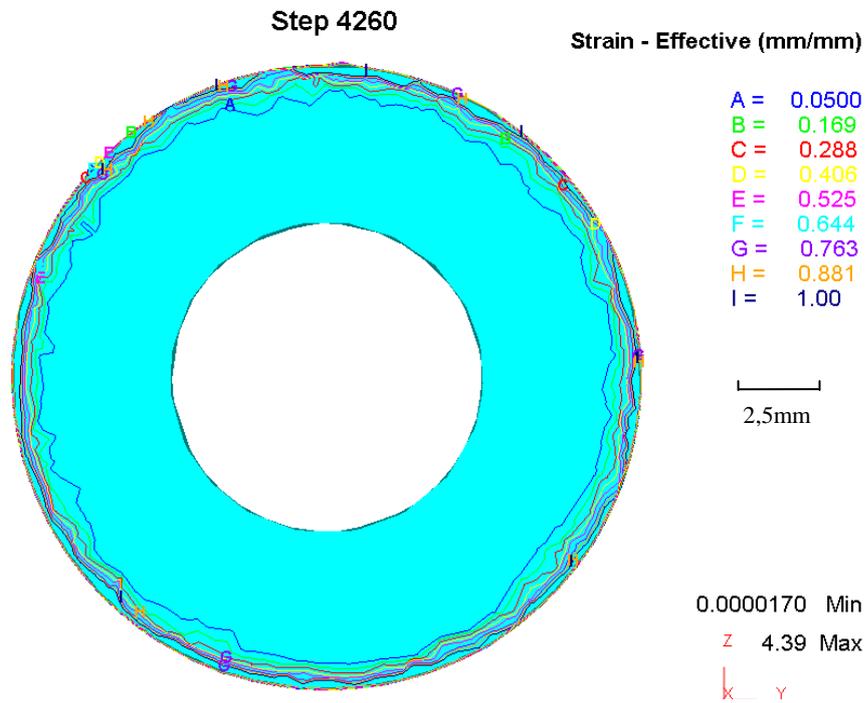


Figura 5.17: Isolinhas da deformação efetiva ao final do quinto ciclo.
Fonte: Elaborado pelo autor

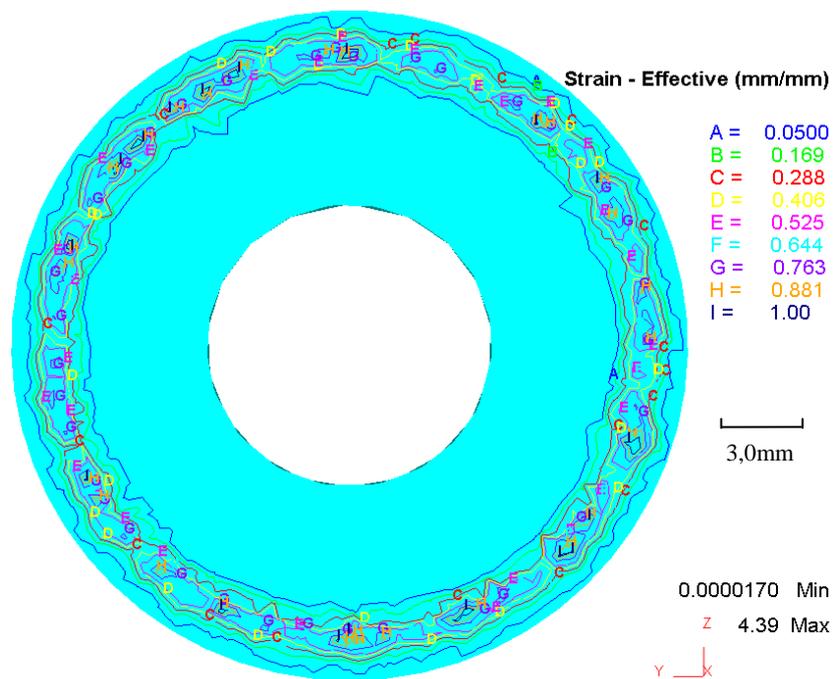


Figura 5.18: Isolinhas da deformação efetiva ao final do quinto ciclo no flange .
Fonte: Elaborado pelo autor

A evolução das deformações efetivas durante todo o ciclo de simulação está representada no gráfico 5.7.

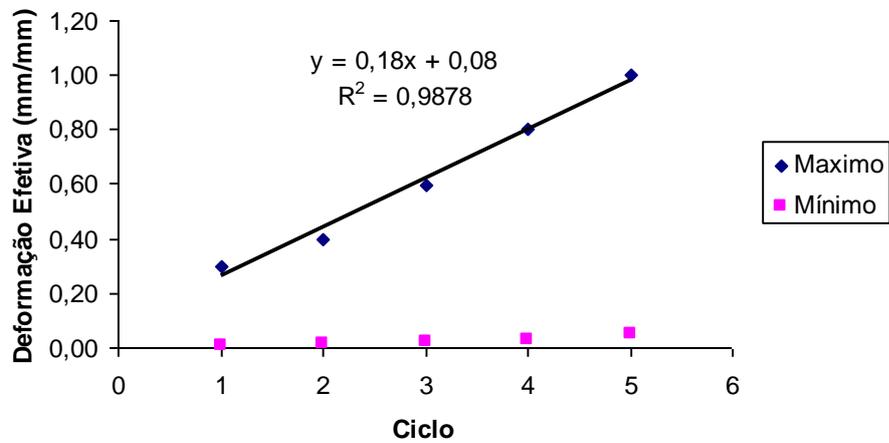


Gráfico 5.7: Evolução da deformação efetiva residual.
Fonte: Elaborado pelo autor

Na direção X a deformação variou de 0,03 mm/mm no primeiro ciclo a 0,10mm/mm ao final do quinto ciclo. As isolinhas estão representadas na figura 5.19

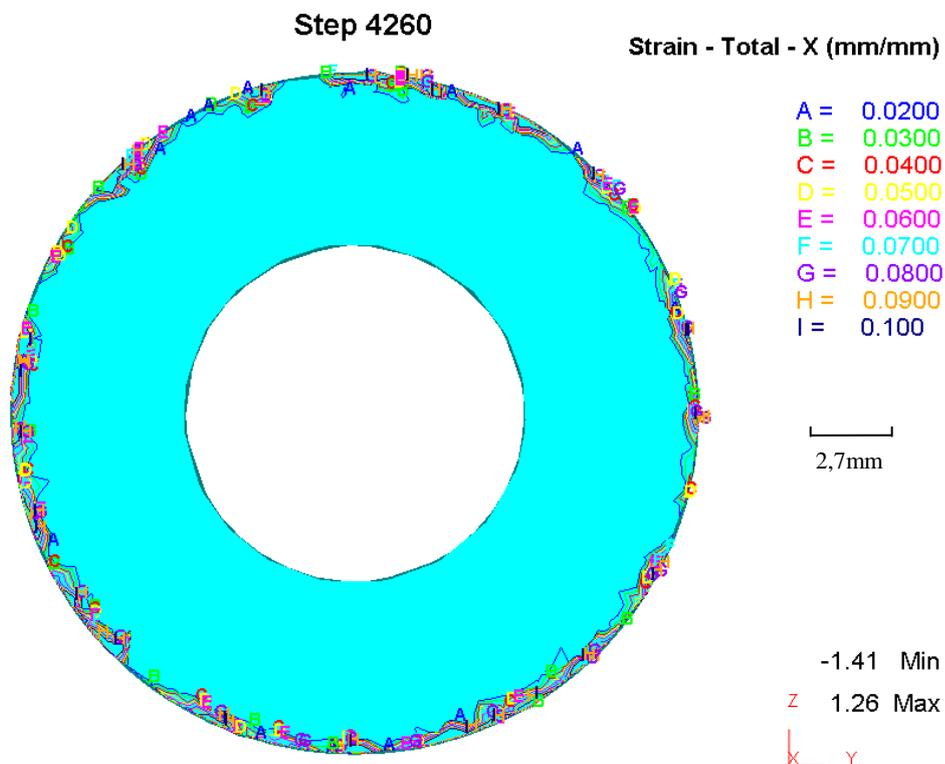


Figura 5.19: Isolinhas da deformação em X ao final do quinto ciclo..
Fonte: Elaborado pelo autor

As deformações em X, flange variam de 0,002 a 0,01 mm/mm conforme figura 5.20

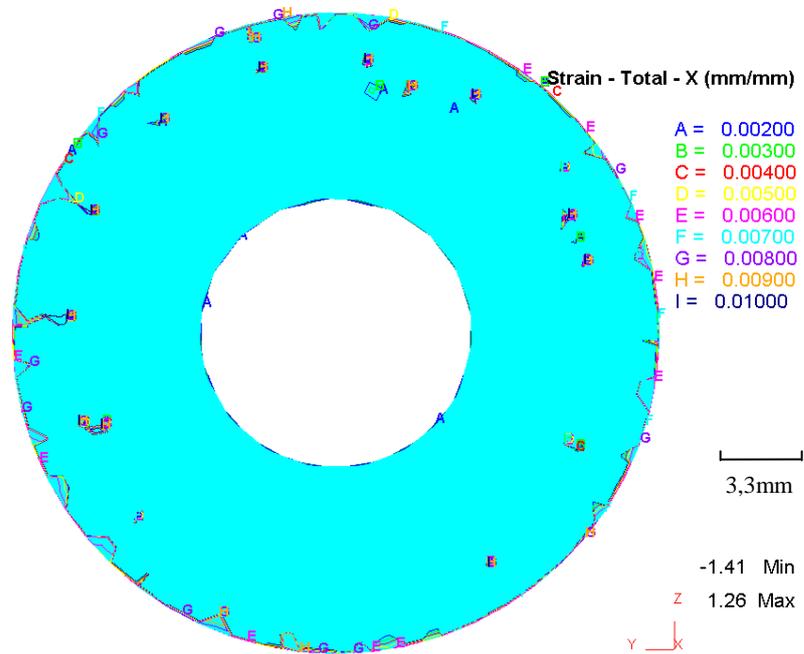


Figura 5.20: Isolinhas da deformação em X ao final do quinto ciclo no flange .
Fonte: Elaborado pelo autor

A evolução das deformações em X durante todo o ciclo de simulação está representada no gráfico 5.12.

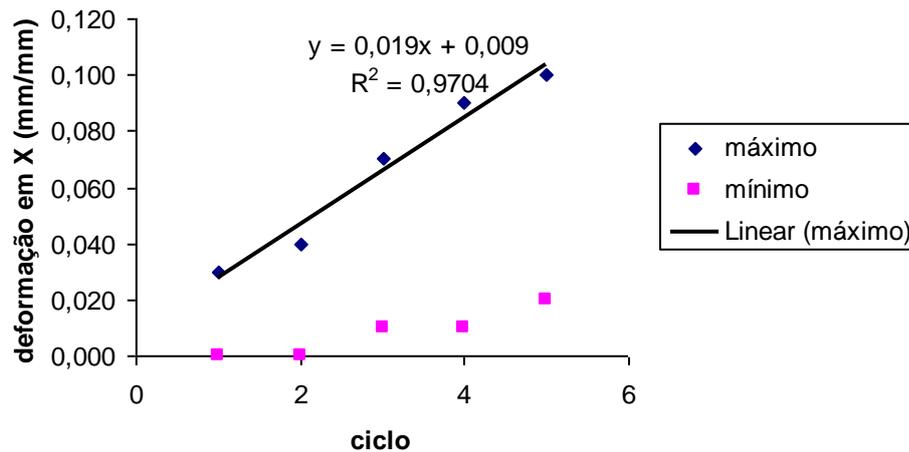


Gráfico 5.8: Evolução da deformação residual em X.
Fonte: Elaborado pelo autor

As tensões residuais presentes no eixo virabrequim, após a simulação computacional, com aplicação de uma força de 400N, assumem valores máximos de 715MPa na superfície da peça trabalhada e valores mínimos de 180MPa na região interna do eixo, conforme apresentado nas figuras 5.21 e 5.22.

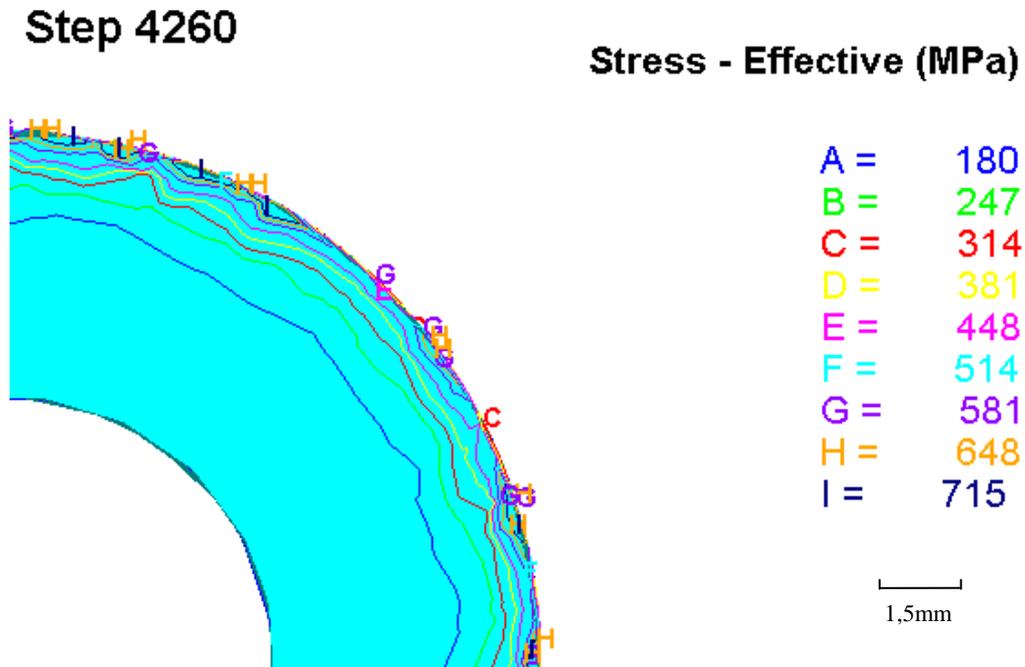


Figura 5.21: Isolinhas da tensão efetiva, ampliadas, ao final do quinto ciclo..
Fonte: Elaborado pelo autor

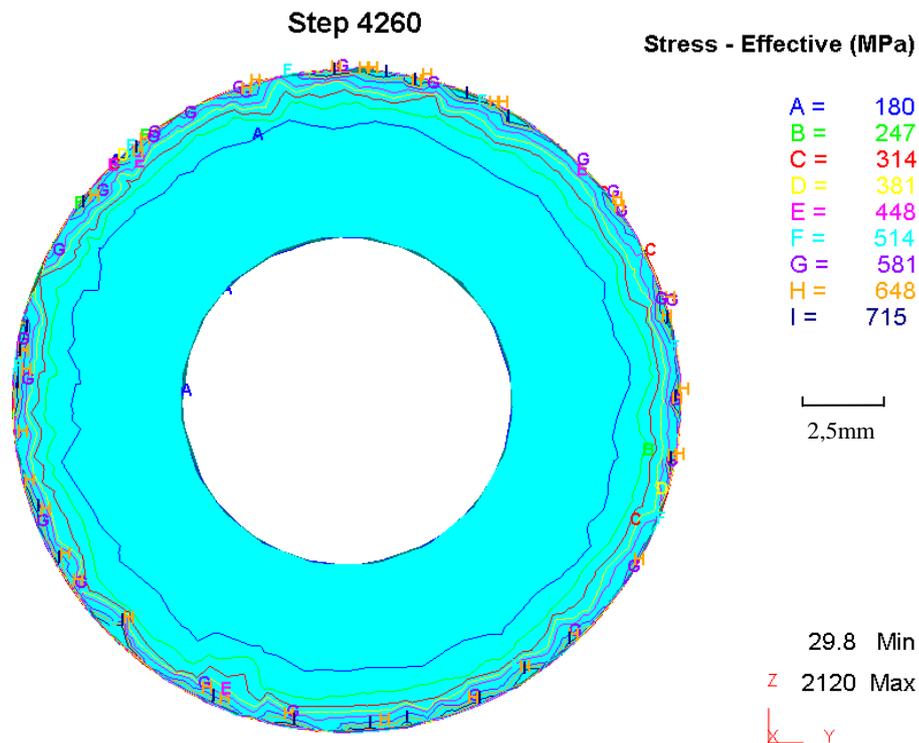


Figura 5.22: Isolinhas da tensão efetiva, ao final do quinto ciclo..
Fonte: Elaborado pelo autor

A tensão efetiva no flange varia de 180 a 550 MPa e está representada na figura 5.23

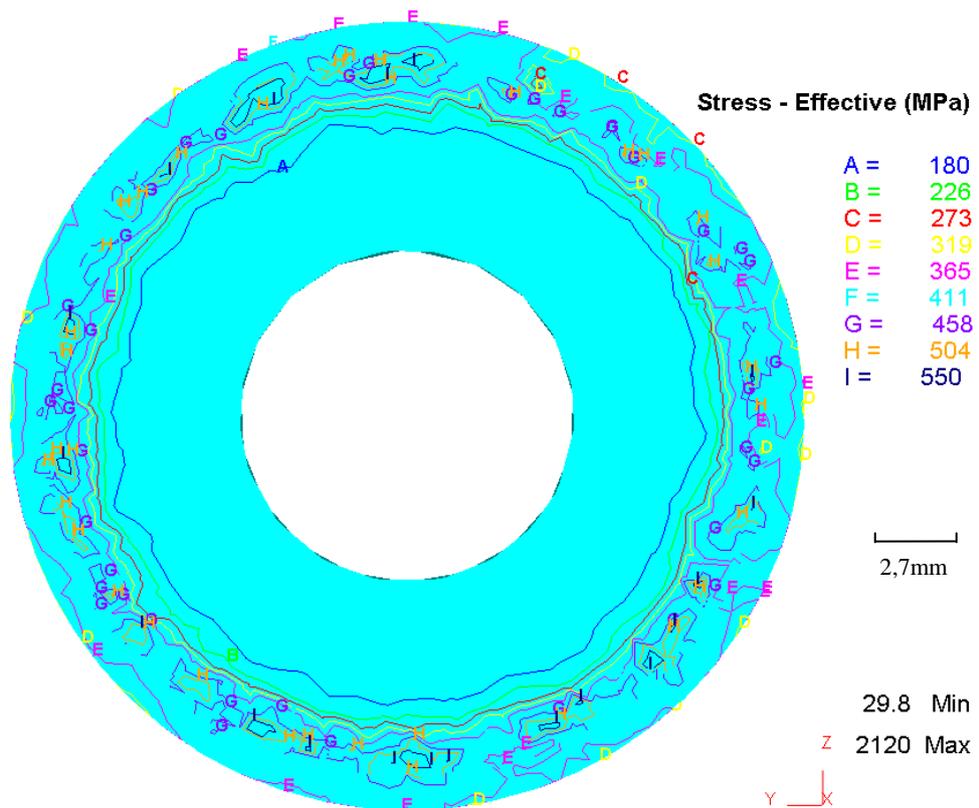


Figura 5.23: Isolinhas da tensão efetiva no flange .
Fonte: Elaborado pelo autor

O gráfico 5.9 representa a evolução da tensão residual efetiva. Há uma tendência de estabilização em torno de 715MPa.

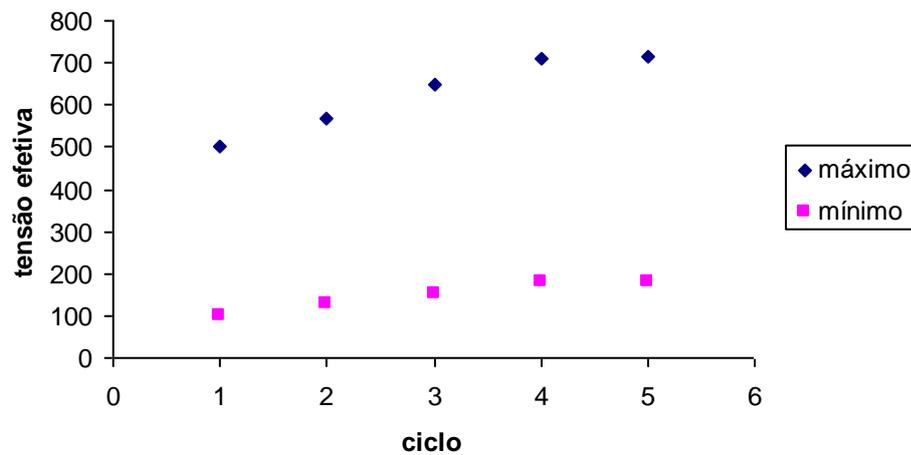


Gráfico 5.9: evolução da tensão efetiva.
Fonte: elaborado pelo autor

A tensão média no quinto ciclo da simulação está demonstrada nas figuras 5.24 e 5.25. com variação de -110Mpa a -100MPa no centro do raio e de -110MPa a 105 MPa no flange.

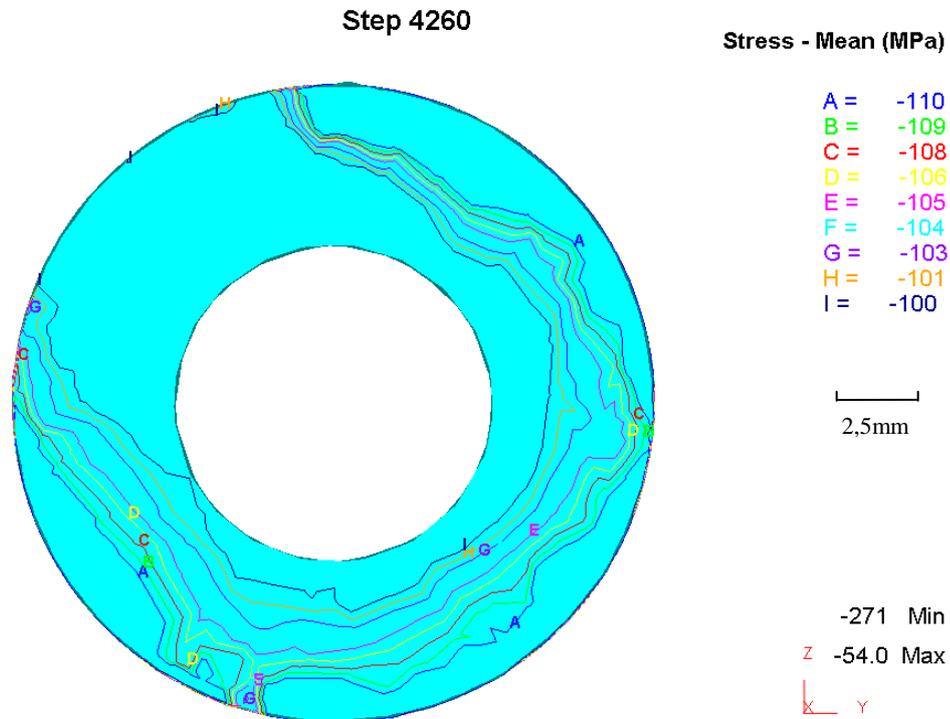


Figura 5.24: Isolinhas da tensão média no centro do raio.
Fonte: Elaborado pelo autor

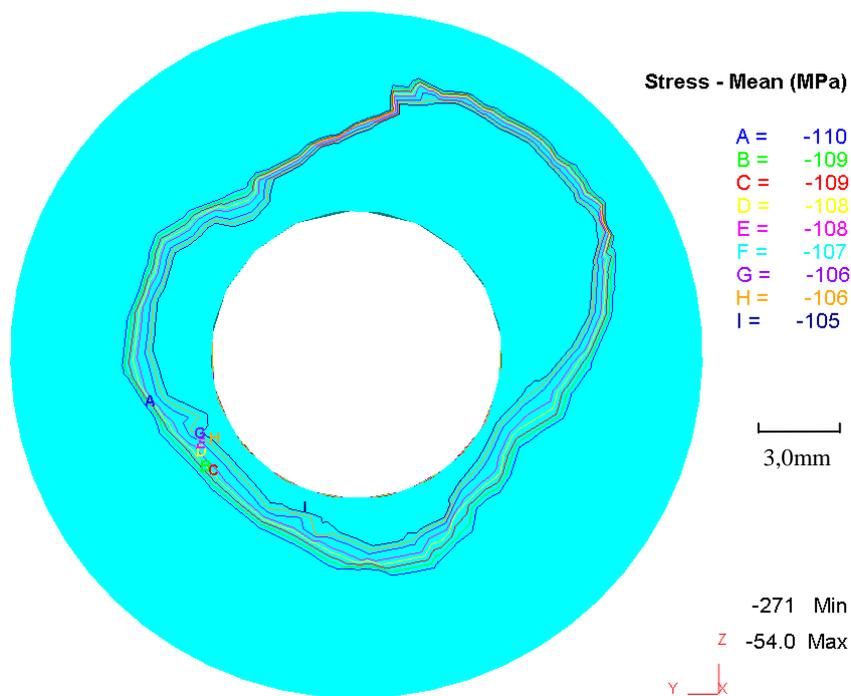


Figura 5.25: Isolinhas da tensão média no flange
Fonte: Elaborado pelo autor

O gráfico 5.10 mostra a evolução da tensão média durante o processo de simulação.

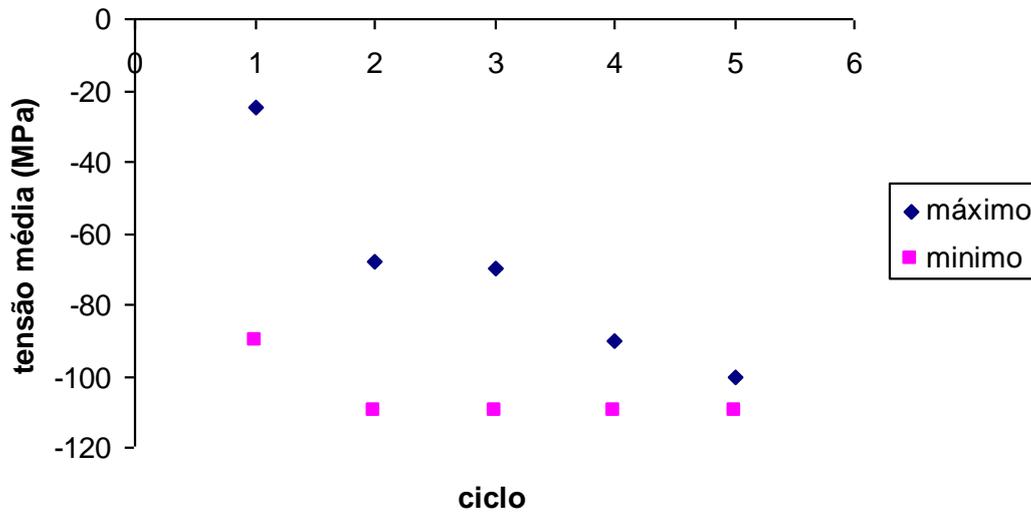


Gráfico 5.10: Evolução da tensão média.
Fonte: Elaborado pelo autor

A tensão residual na direção Y, ao final do quinto ciclo de simulação, 20 voltas, variou de -110MPa a 20MPa, conforme mostrado na figura 5.26

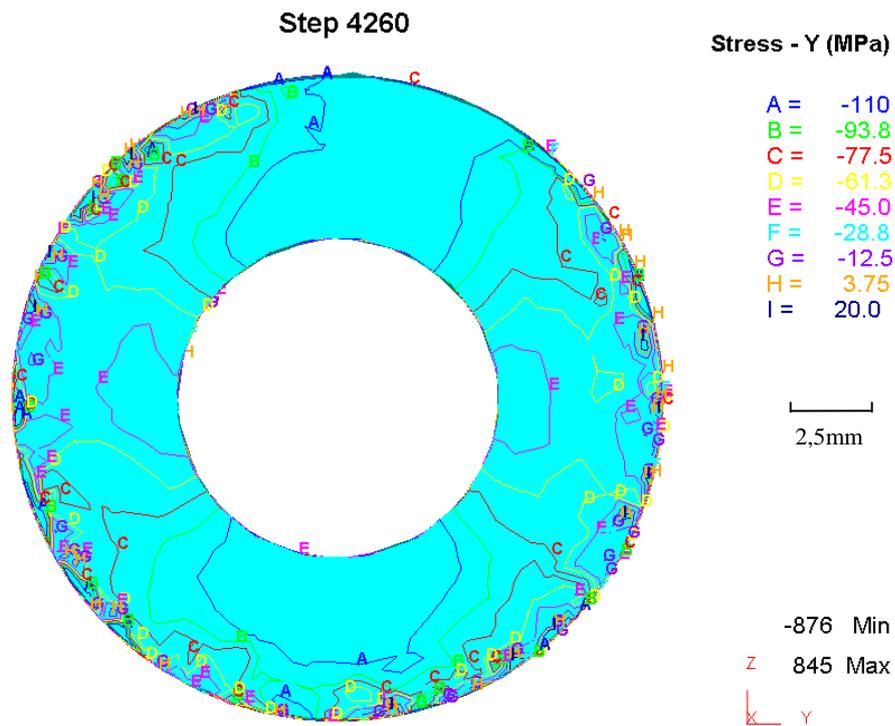


Figura 5.26: Tensão residual na direção Y
Fonte: Elaborado pelo autor

As tensões em Y no flange variam de -110MPa a -40MPa e estão representadas na figura 5.27

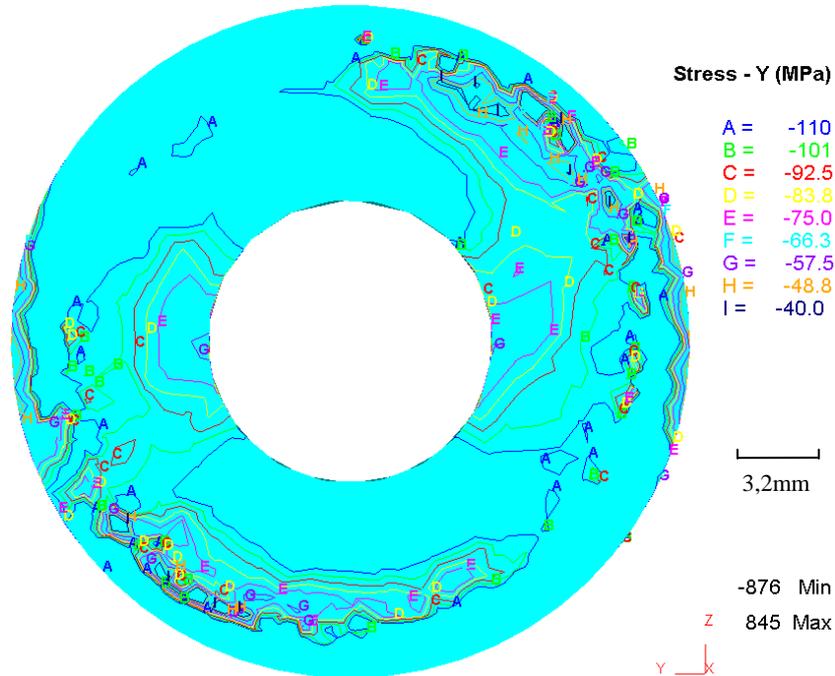


Figura 5.27: Isolinhas da tensão em Y no flange
Fonte: Elaborado pelo autor

A evolução da tensão residual na direção Y durante os cinco ciclos da simulação está representada no gráfico 5.11.

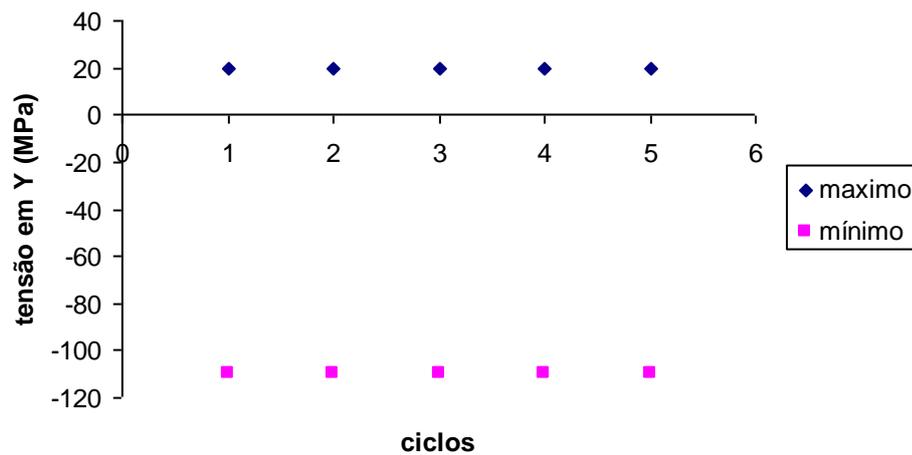


Gráfico 5.11: evolução da tensão residual na direção Y.
Fonte: elaborado pelo autor

No quinto ciclo da simulação a tensão residual na direção Z apresentou conforme figura 5.28, variando de -110MPa a 15MPa no centro do raio e de -110MPa a -60 MPa no flange conforme figura 5.29.

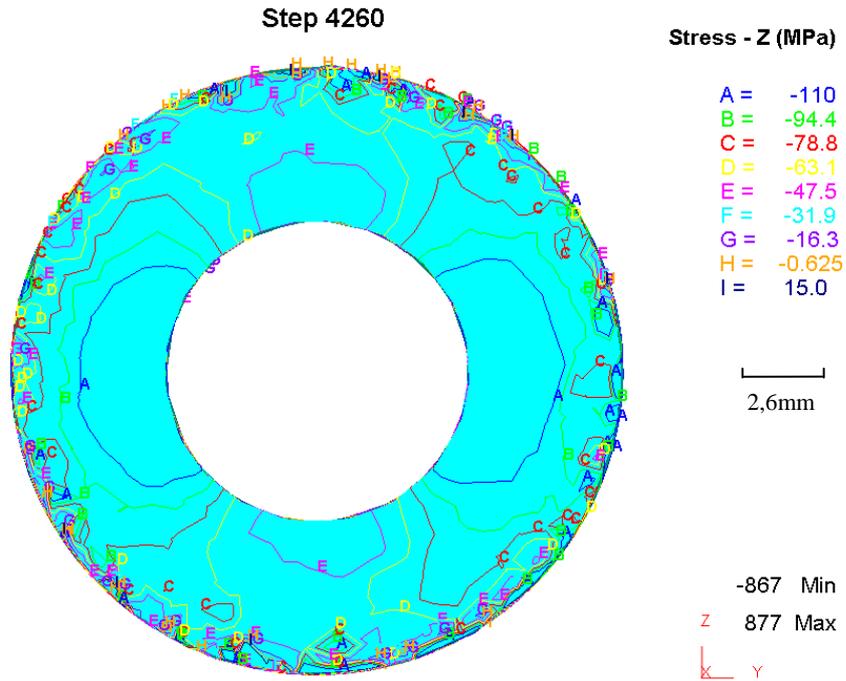


Figura 5.28: Tensão residual na direção Z no centro do raio
Fonte: Elaborado pelo autor

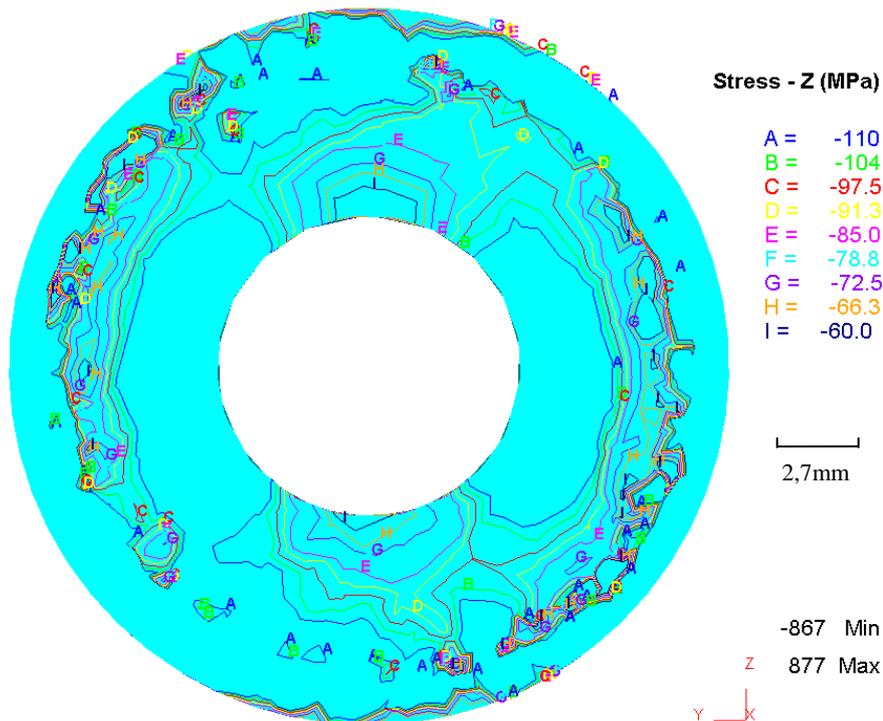


Figura 5.29: Tensão residual na direção Z no flange
Fonte: Elaborado pelo autor

A evolução da tensão residual na direção Z durante os cinco ciclos da simulação está representada no gráfico 5.12.

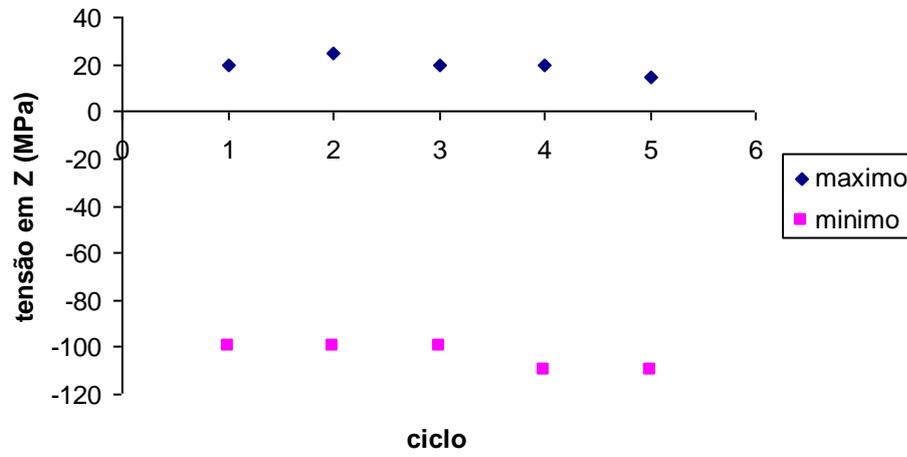


Gráfico 5.12: Evolução da tensão residual na direção Z.
Fonte: Elaborado pelo autor.

CAPÍTULO 6 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

6.1 Conclusões

Após a simulação do processo de roleteamento do eixo virabrequim, através do método de elementos finitos utilizando o *software* Deform 3DTM, foram feitas as análises das deformações e tensões residuais presentes na região trabalhada e chegou-se às seguintes conclusões:

- a força de 400N aplicada foi suficiente para obtenção de tensões e deformações residuais. Os resultados obtidos, tanto no sentido longitudinal quanto no sentido transversal ficaram próximas do limite elástico do ferro fundido austemperado. Segundo Dieter (1981) as tensões residuais nunca ultrapassam este limite, pois os valores alcançados podem, no máximo, serem iguais ao limite elástico do material. O limite de escoamento foi conseguido através de um ensaio monotônico.
- verificou-se que forças com intensidade superior à aplicada na simulação causam deformações plásticas indevidas no material da peça trabalhada devido aos roletes empregados serem finos demasiadamente, causando assim, dano na geometria da peça.

6.2 Sugestões para trabalhos futuros

Com base nos resultados obtidos e nos estudos feitos nesta simulação pode-se sugerir trabalhos a serem desenvolvidos como:

- Simulação computacional do roleteamento conforme proposto pela QIT-Fer et Titane Inc. (1990), onde os roletes recebem uma carga angular de acordo com a figura 3.17.
- Simulação computacional do roleteamento aplicando rotação no eixo, com fixação dos roletes.
- A simulação computacional utilizada pode ser aplicada em novas análises em peças sujeitas a fadiga por flexão.

CAPÍTULO 7 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. ABRAHÃO, R.R.R.; BITTENCOURT.C; TSURUTA, K.M.; RADE, R.S.L.; *Fadiga de Materiais – Uma Revisão Bibliográfica*. XII Seminário de Iniciação Científica . 2008. Universidade Federal de Uberaba – MG.
2. ASSAN, A. E.; *Método dos elementos finitos* – Editora da Unicamp, 1999.
3. ASTM E466 – 07. *Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials* PA: ASTM - American Society for Testing Materials.
4. ASTM. ASTM A536 - 84 . *Standart Specification For Ductile Iron Casting*. 2009 West Conshohocken, PA: ASTM - American Society for Testing Materials.
5. ASTM. ASTM A897/897M – 06. *Standart Specification For Austempered Ductile Iron Casting*. 2006 West Conshohocken, PA: ASTM - American Society for Testing Materials.
6. BARELLA, Antônio; *ABC do Ferro Fundido*, 1º Ed., São Paulo: Nobel, 1980.
7. BICKFORD, W.B.; *A First Course in the Finite Element Method*. 2º. Ed., 652 p. Illinois: Irwin. 1994
8. CALLISTER, William D.; *Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução*. 5º ed Rio de Janeiro: LTC, 2002.
9. CARMO, Denilson José do; *Tratamentos Térmicos de Aços e Ferros Fundidos*. Itáúna: SENAI-DR.MG, 2004. 144 p.
10. CARMO, D. J.; DIAS, J. F.; *Ferro Fundido Nodular Austemperado* – ADI. Belo Horizonte: Senai-DR.MG, 2001. 110 p.

11. CASSOU, C.A.; *Metodologia de Análise de Falha*, Dissertação de mestrado, PPGEM, UFRGS, 1999.
12. Dias, Felipe. J.; *Estudo do Comportamento à Fadiga em Ferro Fundido Austemperado (ADI) Sujeito a Carregamento de Amplitude Variável*. Tese de doutorado, Departamento de Estruturas – UFMG, 2006.
13. Dieter, George E.; *Metalurgia Mecânica*. 2ª Ed. Rio de Janeiro, Guanabara Dois, 1981
14. ELLIOTT, Roy; *Cast Iron Technology*. London; Butterworths, 244p.. il, 1988.
15. Franco, F. J. S.; Aguilar, M. T. P.; Cetlin, P.R. - *The Influence of the Superficial Deformation on the Fatigue Resistance of the Austempered Ductile Iron* – 18º IFHTSE Congress; Rio de Janeiro, julho 2010
16. FUCHS, H.O.; STEPHENS, R.I.; *Metal Fatigue in Engineering*. New York, John Wiley & Sons, 1980.
17. HUPALO, M. F.; BALZER M. E., WARMLING G.; *Avaliação da Austemperabilidade de um Ferro Fundido Nodular de Classe Perlitica (FE-70002) em Corpos-de-Prova com 50mm de Espessura*. 17º CBECIMat - Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, 2006. 12p.
18. JANOWAK, J.F.; GUNDLACK, R. B. (1983); *Development of a Ductile Iron for Commercial Austempering*. AFS Transactions. Des Plaines: AFS, v.91, p. 377 – 388.
19. KEOUGH, J.R.(2002); *ADI Developments in North America - Revisited 2002*. 2002 word conference on ADI
20. KOVACS, B.V. (1991); *The Effect of Alloying Elements and Their Segregation in ADI*. In: World Conference on Austempered Ductile Iron, Chicago, 12 a 14 mar 1991. Des. Plaines: AFS, 2v. il. P. 241-270.

21. LIN, C.K.; HUNG, T.P. (1996); *Influence of Microstructure on the Fatigue Properties of Austempered Ductile Iron – II. Low-cycle Fatigue*. International Journal of Fatigue, v.18 (5), p. 309-320.
22. LIN, C.K.; LAI, P. K.; SHIH, T.S.; (1996). *Influence of Microstructure on the Fatigue Properties of Austempered Ductile Iron – I. High-cycle Fatigue*. International Journal of Fatigue, v.18 (5), p. 297-306.
23. MALUF, O.; *Influência do Roletamento no Comportamento em Fadiga de um Ferro Fundido Nodular Perlítico*. Dissertação de mestrado, Área Interunidades em Ciência e Engenharia de Materiais, da EESC, IFSC e IQSC, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2002
24. NOGUEIRA, Ewerton A de S.; *Simulação Computacional da Deformação Superficial Induzida em Corpos de Prova para Ensaio de Fadiga em Ferro Fundido Nodular Austemperado*. Dissertação de mestrado, Departamento de Estruturas – UFMG, 2011.
25. Pucrs. BR: Disponível em: <http://www.em.pucrs.br/~eleani/>. Acesso em: 07 de janeiro de 2011.
26. SHIGLEY, J. E.; *Projeto de Engenharia Mecânica*, Bookman, Michigan – USA, 2005.
27. SURESH, S; *Fatigue of Materials*, Cambridge Press : Boston 2. Ed.1998 cap. 9.
28. QIT-Fer et Titane Inc.; *Ductile Iron Data for Engineers*. Montreal, 1990.
29. REED-HILL, R.E.; *Princípios de Metalurgia Física*. Editora Guanabara Dois, Rio de Janeiro, 2a ed. 1982.
30. ZHANG G.; WANG C.; *Fatigue Live Prediction of Crankshafts Repaired by Twin Arc*. Praying. **J.Cent. South. Univ. Technol**, v.12. p.70-76, 2005.

31. ZAROUFI, M.; FATEMI, A.; *A literature Review on Durability Evaluation of Crankshafts Including Comparisons of Competing Manufacturing processes and Cost Analysis*. 26th Forging Industry Technical Conference, Chicago, IL, USA. 2005.

