

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

Dissertação de mestrado

“Simulação computacional da deformação superficial induzida em corpos-de-prova
para ensaio de fadiga em ferro fundido austemperado”

Autor: Ewerton Augusto de Sousa Nogueira

Orientador: Prof. Paulo Roberto Cetlin, Dr.

Fevereiro/2011

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

Ewerton Augusto de Sousa Nogueira

“Simulação computacional da deformação superficial induzida em corpos-de-prova
para ensaio de fadiga em ferro fundido 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: Ciência e Engenharia dos Materiais

Orientador: Prof. Paulo Roberto Cetlin, Dr.

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

Dedico à minha esposa Rogéria,
e aos meus filhos Júlia e Thiago

Agradecimentos

Ao grande Professor Dr. Paulo Roberto Cetlin, pela compreensão, paciência e, sobretudo à amizade nestes tempos de convivência.

À Professora Dra. Maria Tereza Paulino de Aguiar, pelo eterno incentivo.

A Deus, pela força em vencer mais um desafio.

A minha família, pelas orações e palavras de conforto e compreensão.

Ao meu pai, Professor Jarbas Alves de Sousa, que me orientou para este caminho.

Ao amigo Roberto Levy Gonçalves Vilela, pela amizade sincera cultivada ao longo de tantos anos de convivência.

Aos colegas do Laboratório Metalográfico e da Faculdade de Engenharia, em especial ao André Oliveira Prado, Rafael, Cleide Rabelo, Daniel e Emanuel por sempre estarem dispostos a ajudar.

À direção da Universidade de Itaúna em especial ao Reitor Faiçal David Freire Chequer e ao Pró-Reitor Matozinho Ferreira Barbosa.

Aos professores da Faculdade de Engenharia, em especial aos colegas, Antônio Lombardo, José Felipe Dias, Ralney Nogueira de Faria, Francis Jose Saldanha Franco, José Adalardo Beluco, Welerson Romaniello de Freitas e a todos que de alguma forma contribuíram para o sucesso deste trabalho.

Ao Bernardo Amâncio e ao Tito Hugo, pelas valiosas ajudas nas horas mais difíceis.

*“Cada graça que recebemos do Senhor
é como uma flor que encanta
nossa alma”
Jarbas Alves de Sousa*

Sumário

Agradecimentos	iv
Sumário	vi
Lista de Figuras	viii
Lista de Gráficos	xi
Lista de Tabelas	xii
Lista de Notações	xiii
Resumo	xv
Abstract	xvi
Capítulo 1: Introdução	1
Capítulo 2: Objetivos	3
Capítulo 3: Revisão Bibliográfica	4
3.1 Ferro Fundido Nodular Austemperado	4
3.2 Fadiga e fatores de importância	14
3.3 Encruamento	23
3.4 Encruamento superficial, roleteamento e efeito sobre a fadiga	25
3.5 Método dos Elementos Finitos - MEF	33
Capítulo 4: Material e Métodos	39
4.1 Apresentação do software Deform 3D™	39
4.2 Procedimentos Experimentais	40
4.2 Corpo-de-prova para ensaio de fadiga e roletes	42
4.3 Simulação numérica do processo de roleteamento	46
4.3.1 Primeira etapa do processo de simulação numérica	47
4.3.2 Segunda etapa do processo de simulação numérica	50
4.3.3 Terceira etapa do processo de simulação numérica	51
4.4 Finalização da implementação da simulação	51
4.5 Fluxograma da simulação numérica	51
Capítulo 5: Apresentação e discussão dos resultados	55
5.1 Resultados obtidos no ensaio de tração	55
5.2 Verificação da força durante o processo de simulação	59
5.3 Resultados da simulação numérica de roleteamento em corpo-de-prova de ferro fundido nodular austemperado no sentido longitudinal	60
5.4 Resultados da simulação numérica de roleteamento em corpo-de-prova de ferro fundido nodular austemperado no sentido transversal	73
Capítulo 6: Conclusões e sugestões para trabalhos futuros	82
6.1 Conclusões	82

6.2 Sugestões para trabalhos futuros	82
Referências Bibliográficas	84

Lista de Figuras

Figura 3.1. Microestrutura de amostra bruta de fundição: a) 200X, b) 500X. Microscopia Ótica (MO), região central (núcleo). Ataque com Nital a 4%.....	4
Figura 3.2: Representação esquemática do ciclo de tratamento térmico de austêmpera para obtenção do nodular austemperado.....	8
Figura 3.3: Microestruturas de amostras austemperadas a 350°C durante: a) 30 min., b) 60 min., c) 90 min., e d) 120 min. MO, 500X, região central (núcleo).....	10
Figura 3.4: Microestruturas de amostras austemperadas a 350°C durante: a) 30 min., e b) 90 min. MO, 1000X, região central (núcleo).....	11
Figura 3.5: Efeito da temperatura de austêmpera nas propriedades físicas.....	11
Figura 3.6: Diferentes ciclos de tratamentos térmicos para obtenção de variadas propriedades físicas.....	13
Figura 3.7: Estágios I e II de propagação da trinca por fadiga.....	16
Figura 3.8: Representação das superfícies características de uma fratura em fadiga, com distinção da nucleação, propagação e instabilidade da trinca.....	16
Figura 3.9: Estrias em liga de alumínio 2024-T3.....	17
Figura 3.10: Variação da tensão ao longo do tempo, responsável pela fadiga. (a) ciclo de tensões alternadas; (b) ciclo de tensões repetidas; (c) ciclo de tensões aleatórias.....	18
Figura 3.11: Diagrama esquemático de equipamento para testes de fadiga.....	20
Figura 3.12: Diagrama S-N.....	20
Figura 3.13: Influência do grau de nodularização sobre o limite de fadiga em ferros fundidos nodulares perlíticos com e sem entalhe.....	22
Figura 3.14: Diagrama esquemático tensão-deformação em tração mostrando os fenômenos de recuperação da deformação elástica e o encruamento.....	23
Figura 3.15: Influência do trabalho a frio sobre o comportamento tensão-deformação para um aço.....	24
Figura 3.16: Alteração da estrutura do grão. (a) antes da deformação (b) após a deformação plástica.....	25
Figura 3.17: 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.....	26
Figura 3.18: Diagrama esquemático do ferramental para roleteamento superficial em virabrequim de ferro fundido nodular.....	27
Figura 3.19: Influência do roleteamento superficial sobre a fadiga dos ferros fundidos perlíticos e ferríticos.....	28

Figura 3.20: Amplitude de tensão em função do número de ciclos para as condições: entalhado (G), com entalhe (SR) e entalhe roleteado e pré-tracionado (RT).....	30
Figura 3.21: Perfil de distribuição das tensões residuais nas condições: com entalhe (SR) e entalhe roleteado e pré-tracionado (RT).....	30
Figura 3.22: Curva tensão em função do número de ciclos para falhar para os aços trabalhado à quente (TMT) e bifásico (BF).....	31
Figura 3.23: Comparação das tensões residuais e deformação a frio produzidas por jateamento de granalhas, por gravidade, por laser e brunimento de baixa plasticidade (LPB).....	32
Figura 3.24: Desempenho sob fadiga de alto ciclo dos processos LPB e jateamento com granalhas com duas temperaturas de exposição diferentes. Fadiga por flexão em quatro pontos R=0,1 e 30Hz. Temperatura ambiente.....	33
Figura 4.1: Microestrutura do ferro fundido nodular após tratamento de austempera.....	42
Figura 4.2: Corpo-de-prova para ensaio de fadiga sem roleteamento.....	43
Figura 4.3: Corpo-de-prova para ensaio de fadiga com roleteamento.....	43
Figura 4.4: Dispositivo para o roleteamento dos corpos-de-prova de fadiga com entalhe.....	44
Figura 4.5: Roleteamento em corpos-de-prova para ensaio de fadiga.....	44
Figura 4.6: Desenho 3D em SolidWorks® que foi inserido no DEFORM 3D™.....	45
Figura 4.7: Roletes ou apoio superior e inferior, em SolidWorks 3D, posicionados simetricamente, para serem inseridos no DEFORM 3D™.....	46
Figura 4.8: Corpo-de-prova e roletes introduzidos no DEFORM 3D™, pré-processador. A região pontilhada indica local a ser analisado.....	48
Figura 4.9: Malha gerada, mostrando na região mais escura o refino da malha.....	49
Figura 4.10: Corte na seção transversal mostrando o refino da malha internamente.....	49
Figura 4.11: Montagem final, indicação em destaque mostra o ponto de conexão entre o rolete e o corpo-de-prova.....	50
Figura 4.11: Fluxograma do processo de simulação.....	54
Figura 5.1: Força total no final da primeira etapa, sem apresentação do rolete, direção Y com destaque para o nó analisado.....	59
Figura 5.2: Força total na última passagem pela direção z, sem apresentação do rolete, onde a seta indica o nó analisado.....	60
Figura 5.3: Corte longitudinal para análise das deformações e tensões.	61
Figura 5.4: Isolinhas da deformação efetiva com aplicação da carga.....	61

Figura 5.5: Isolinhas da deformação efetiva após a retirada da carga.....	62
Figura 5.6: Ampliação das isolinhas da deformação efetiva residual da região em destaque na figura 5.5.....	62
Figura 5.7: Isolinhas da deformação total na direção x, no último ciclo da simulação.....	64
Figura 5.8: Ampliação das isolinhas da deformação total na direção x do destaque da figura 5.7.....	64
Figura 5.9: Isolinhas da tensão efetiva no 9º ciclo.....	65
Figura 5.10: Ampliação das isolinhas da tensão efetiva em destaque na figura 5.9.	66
Figura 5.11: Isolinhas da tensão efetiva residual no 10º ciclo.....	66
Figura 5.12: Ampliação das isolinhas da deformação total na direção x da área em destaque da figura 5.11.....	67
Figura 5.13: Isolinhas da tensão média residual no 10º ciclo da simulação.....	69
Figura 5.14: Isolinhas da tensão média da região em destaque na figura 5.13.....	69
Figura 5.15: Isolinhas da tensão residual na direção x no 10º ciclo da simulação....	70
Figura 5.16: Ampliação das isolinhas da área em destaque da figura 5.15.....	71
Figura 5.17: Isolinhas representando a tensão residual na direção Y último ciclo da simulação.....	72
Figura 5.18: Ampliação das isolinhas em destaque da figura 5.17.....	72
Figura 5.19: Corte na seção transversal para análise das deformações e tensões residuais.....	73
Figura 5.20: Isolinhas da deformação efetiva residual na 20ª volta.....	74
Figura 5.21: Isolinhas da deformação residual na direção x.....	76
Figura 5.22: Isolinhas demonstrando a tensão efetiva residual no 10º ciclo da simulação.....	77
Figura 5.23: Isolinhas da tensão média residual no 10º ciclo da simulação.....	78
Figura 5.24: Tensão residual na direção Y para o último ciclo de simulação.....	79
Figura 5.25: Tensão residual na direção z no último ciclo de simulação.....	80

Lista de Gráficos

Gráfico 5.1: Ensaio de tração em corpo-de-prova de ferro fundido austemperado. Material fornecido por Dias (2006).....	56
Gráfico 5.2: Reta de regressão ajustada aos dados do gráfico 5.1 possibilitando a determinação do módulo de elasticidade do ferro fundido austemperado.....	56
Gráfico 5.3 : Curva tensão deformação verdadeira.....	57
Gráfico 5.4: Gráfico dos pontos inseridos na biblioteca do Deform 3D™.....	58
Gráfico 5.5: Redução da deformação efetiva em função da profundidade do corpo-de- prova no 10º ciclo.....	63
Gráfico 5.6: Evolução da deformação efetiva após 10 ciclos de aplicação de força.	63
Gráfico 5.7: Evolução da deformação total em x nos 10 ciclos.	65
Gráfico 5.8: Redução da tensão efetiva em função da profundidade no final do 10º ciclo.....	67
Gráfico 5.9: Evolução das tensões efetivas em função do número de ciclos no sentido longitudinal.....	68
Gráfico 5.10: Evolução das tensões médias nos 10 ciclos do processo de simulação.....	70
Gráfico 5.11: Distribuição da tensão residual na direção x nos 10 ciclos.....	71
Gráfico 5.12: Variação da tensão residual na direção y nos dez ciclos de aplicação de força.....	73
Gráfico 5.13: Redução da deformação efetiva em função da profundidade do corpo-de-prova no final do 10º ciclo.....	75
Gráfico 5.14: Deformação efetiva residual na seção transversal pelo número de ciclos.....	75
Gráfico 5.15: Evolução da deformação na direção x nos 10 ciclos de simulação.....	76
Gráfico 5.16: Tensão efetiva na seção transversal em função da profundidade no 10º ciclo.....	77
Gráfico 5.17: Variação da tensão efetiva residual na seção transversal em função do número de ciclos.....	78
Gráfico 5.18: Variação da tensão média residual em função do número de ciclos...	79
Gráfico 5.19: Variação da tensão residual em y no processo de simulação.....	80
Gráfico 5.20: Tensão residual na direção Z nos 10 ciclos de simulação.....	81

Lista de Tabelas

Tabela 3.1: Propriedades mínimas do Ferro Fundido Nodular Austemperado conforme ASTM A 897.....	13
Tabela 3.2: Efeito do roleteamento e tratamento térmico de austêmpera sobre as propriedades de fadiga em flexão reversa em virabrequins.....	29
Tabela 4.1: Propriedades físicas do ferro fundido nodular austemperado.....	41
Tabela 4.2: Composição química do Ferro Fundido Austemperado.....	42
Tabela 5.1: Dados que foram inseridos no Deform 3D™	58

Lista de Notações

ε_v	Deformação verdadeira
ϕ_j	Funções de forma
Π	Funcional
σ_{\min}	Tensão mínima
σ_{\max}	Tensão máxima
σ_R	Tensões Residuais
σ_m	Tensão média
σ_v	Tensão Verdadeira
σ_{yi}	Limite de escoamento superior
σ_{yo}	Limite de escoamento inferior
σ_r	Intervalo de tensões
σ_a	Amplitude da tensão
ν	Função aproximadora
a_j	Parâmetros nodais
i	Elemento finito
A	Alongamento
ADI	Austempered Ductile Iron
ARBL	Alta Resistência Baixa Liga
CE	Carbono Equivalente
F.F.	Ferro Fundido
FEM	Finit Elements Methods
HT	Heat Treatment
LE	Limite de escoamento
LPB	Low Plasticity Burnishing
MEF	Método Elementos Finitos
MFL	Mohr & Federhaff + Iosenshausen
MO	Microscopia ótica
R	Razão de Tensões
RM	Limite de Resistência

S_n Limite de Fadiga

Resumo

O processo de deformação superficial induzida ou roleteamento superficial é bastante utilizado em peças fundidas fabricadas em aço e ferros fundidos nodulares, nas regiões de concentradores de tensões, melhorando assim sua resistência à fadiga. A introdução de deformação superficial endurece o material, induzindo tensões superficiais de compressão, que reduzem as tensões de tração que atuam na superfície da peça quando submetida a carregamentos. Este trabalho teve como objetivo simular o efeito do roleteamento superficial em corpos-de-prova de ferro fundido nodular austemperado. Foi utilizado o método dos elementos finitos, com a assistência do *software* Deform 3D™ para a simulação do roleteamento em corpos-de-prova com entalhe. Utilizou-se um entalhe nos corpos-de-prova para fadiga com geometria semicircular com raio de 1,20mm e profundidade de 0,70mm. O roleteamento utilizou dois roletes de 50,00mm de diâmetro, raio de curvatura de 1,20mm, espessura de 2,2mm e aplicação de força de 800N. Analisaram-se as deformações e tensões residuais tanto no sentido longitudinal quanto transversal do corpo-de-prova.

Abstract

The process of induced surface deformation or surface rolling is widely used in castings made of steel and ductile iron in regions of stress concentrators, thereby improving its resistance to fatigue. The introduction of surface deformation hardens the material, inducing surface compressive stresses that reduce the tensile stresses that act on the part surface when subjected to loads. This study aimed to simulate the effect of surface rolling on specimens austempered ductile iron. We used the finite element method, with the assistance of *software* Deform 3D™ for the simulation of roulette in notched specimens. We used a notch in the specimens for fatigue with semicircular geometry with a radius of 1.20mm and 0.70 mm depth. The roller used two rolls of 50.00 mm diameter, radius of curvature of 1.20 mm, thickness 2.2 mm and the applied force of 800N. We analyzed the deformation and residual stresses in both longitudinal and transverse specimen.

Capítulo 1: Introdução

O Ferro Fundido Nodular Austemperado, popularmente conhecido como ADI (Austempered Ductile Iron), que segundo Dias (2006), vem se tornando um importante material de engenharia desde o início de sua utilização na indústria a partir da década de 70. Isso se deve às propriedades mecânicas que o ADI apresenta, tais como, elevada tenacidade, apreciável ductilidade, resistência à tração, ao desgaste e à fadiga. Estas propriedades conferem ao Ferro Fundido Nodular Austemperado características que permitem a sua utilização, em muitos casos, como substituto até mesmo do aço. Para que o ADI continue avançando em aplicações cada vez mais diversificadas é fundamental que se conheçam as suas propriedades mecânicas e seu comportamento a carregamentos cíclicos.

Um dos principais desafios da engenharia é criar materiais cada vez mais resistentes, leves e com menor custo de produção. O fenômeno da diminuição da resistência do material quando submetido a tensões repetidas, denominado fadiga, é um limitador da obtenção de produtos de menores dimensões, pois submetidos a carregamentos cíclicos de amplitude constante ou variável os materiais podem romper-se com valores de tensão bem abaixo dos seus limites de escoamento.

O encruamento de um metal, conforme Callister (2002), pode ser definido como sendo o seu endurecimento por deformação plástica. O encruamento ocorre basicamente porque os metais se deformam plasticamente por movimento de discordâncias e estas interagem diretamente entre si ou com outras imperfeições, ou indiretamente com o campo de tensões internas de várias imperfeições e obstáculos. Estas interações levam a uma redução na mobilidade das discordâncias, o que é acompanhada pela necessidade de uma tensão maior para provocar maior deformação plástica, fenômeno este denominado encruamento. Muitas teorias têm sido propostas para explicar o encruamento, mas tem se revelado muito difícil determinar como a densidade e a distribuição das discordâncias varia com a deformação plástica.

Segundo Neto (2006), o método dos elementos finitos (MEF ou FEM em inglês) é uma forma de resolução numérica de um sistema de equações diferenciais parciais. O método encontra aplicações em diversos campos:

- Mecânica estrutural;
- Mecânica dos fluidos;

- Eletromagnetismo.

Inúmeras vantagens justificam a utilização do *software* de elementos finitos para simular testes em materiais e peças recém projetadas como: economia de tempo, possibilidade de testes antes mesmo da fabricação do modelo físico, economia de recursos materiais, financeiros e maquinário.

No caso específico do Ferro Fundido Nodular Austemperado (ADI), ainda relativamente no início de sua difusão na indústria, o sucesso de uma pesquisa que visa aperfeiçoar a análise desse material através de um *software* de FEM pode trazer os seguintes benefícios:

- ampliação dos conhecimentos sobre as características do ADI;
- agilidade na análise de certas propriedades mecânicas;
- maior riqueza de detalhes dos dados obtidos pelo FEM;
- possibilidade de interpretações até então inviáveis devido ao fato de que certos ensaios fornecem os dados de forma instantânea e sem possibilidade de detalhamento;
- diminuição de custos dos ensaios devido à redução na confecção de corpos-de-prova;
- redução no tempo médio dos ensaios;
- melhoria das condições de trabalho com ADI a partir de cálculos mais precisos;
- aumento da confiabilidade das peças obtidas em ADI testadas a partir do FEM.

Capítulo 2: Objetivos

Realizar a simulação utilizando o método dos elementos finitos (MEF), com assistência do *software* Deform 3D™, do roleteamento de um corpo-de-prova entalhado de ferro fundido nodular austemperado – ADI, analisando a distribuição de deformações e as tensões, durante o processo e as residuais na região roleteada.

Capítulo 3: Revisão Bibliográfica

Os seguintes tópicos serão cobertos nesta revisão:

- 3.1 ferro Fundido Nodular Austemperado – ADI;
- 3.2 fadiga e fatores de importância;
- 3.3 encruamento;
- 3.4 encruamento superficial, roleteamento e efeito sobre a fadiga;
- 3.5 métodos dos elementos finitos – MEF.

3.1 Ferro Fundido Nodular Austemperado

O crescimento da aplicação do ferro fundido nodular tem aumentado desde a década de 70, devido a maiores estudos realizados. Esses trabalhos, inclusive, têm observado que com o tratamento térmico de austêmpera poderiam ser elevadas as propriedades mecânicas deste material de engenharia, possibilitando atingir propriedades antes encontradas somente nos aços.

O ferro fundido nodular, cuja microestrutura está mostrada na Figura 3.1, que já apresenta boas características de propriedades mecânicas como tenacidade, resistência à tração, ductilidade, resistência ao desgaste e à fadiga, tem estes valores melhorados após o tratamento térmico de austêmpera.

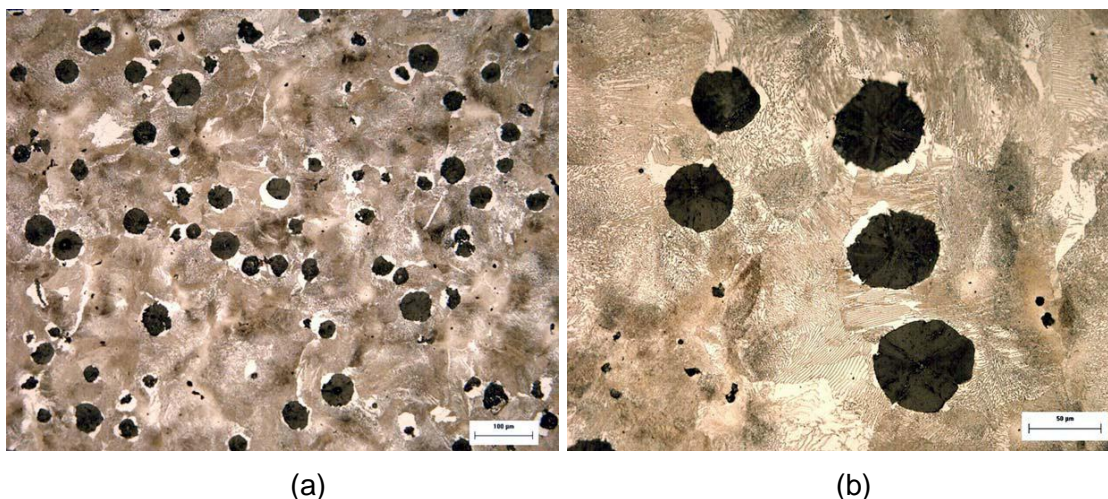


Figura 3.1. Microestrutura de amostra bruta de fundição: a) 200X, b) 500X. Microscopia Ótica (MO), região central (núcleo). Ataque com Nital a 4%.
Fonte: Hupalo *et al.* (2006)

Para se obter um ferro fundido nodular austemperado de boa qualidade é necessária a confecção de um ferro fundido nodular também de boa qualidade. Para tanto, é necessário fixar alguns requisitos como a morfologia da grafita, composição química e segregação de solutos.

As propriedades mecânicas, a sanidade e homogeneidade de uma peça fundida estão diretamente relacionadas à morfologia da grafita. Segundo *Carmo e Dias, (2001)*, a forma, o tamanho e a distribuição da grafita deverá ter valores mínimos para obtenção do ferro fundido nodular e posterior tratamento térmico dando origem ao ferro fundido austemperado. Estes valores são apresentados 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 $> 95\%$.

A composição química, conforme *Carmo e Dias (2001)*, para a obtenção de ferro fundido nodular austemperado é similar à do convencional. Elementos de liga como Cu, Ni e Mo não são adicionados para aumentar a resistência ou a dureza, mas para aumentar, quando necessário, a austemperabilidade da liga, seja devido ao aumento de espessura da peça ou ao equipamento utilizado no seu tratamento térmico. Devido ao resfriamento mais lento de peças mais espessas, estas requerem mais elementos de liga ou sistemas de resfriamento mais eficazes que as peças finas, a fim de evitar a formação de perlita.

Carmo e Dias (2001), definem as faixas de composição química recomendadas para peças fundidas em nodular austemperado que são mostradas a seguir:

Composição do ferro-base:

- Carbono equivalente, dado pela formulação:

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

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 nodulizantes como Berílio (Be), Cálcio (Ca), Estrôncio (Sr), Bário (Ba), Ítrio (Y), Lantânio (La) e Cério (Ce) devem estar presentes somente quando houver necessidade de substituição do Mg no tratamento de nodulização.

Segundo *Carmo e Dias (2001)*, a segregação de vários elementos no ferro fundido nodular austemperado é importante por duas razões. Pela variação na concentração desses elementos, o diagrama de equilíbrio é alterado de ponto para ponto da peça, podendo a temperatura de austenitização variar significativamente dentro da peça. Além disso, a segregação de elementos de liga causa uma não

uniformidade na solubilidade do carbono na matriz. A variação do teor de carbono, por sua vez, faz com que a velocidade da reação de austêmpera varie ao longo da peça. Quando há uma intensa segregação de elementos pode ocorrer que, em certas partes da peça, a reação de austêmpera ainda não se iniciou, enquanto em outras a reação já terminou. O resultado é uma peça que apresenta variação na microestrutura e nas propriedades mecânicas.

Alguns elementos como o níquel, cobre, silício, estanho e antimônio segregam-se de modo que se forma na interface grafita-metal uma barreira à difusão do carbono. Devido a essa barreira, o tempo de austenitização pode aumentar significativamente.

O grau de segregação de solutos no ferro fundido nodular autemperado é fortemente influenciado pelo número de nódulos. Uma peça espessa, de maneira geral, tem solidificação mais lenta que uma peça fina. Portanto, terá nódulos maiores e em menor quantidade, e apresentará uma segregação mais intensa que a fina. No entanto, se o número de nódulos é aumentado por uma técnica de inoculação adequada ou por um processo de resfriamento do molde, então a segregação de solutos pode ser significativamente reduzida.

Conclui-se, portanto, que a homogeneidade da microestrutura e da distribuição de solutos é importantíssima para uma peça de nodular austemperado.

O ADI possui a microestrutura chamada de ausferrita, composta por austenita de alto carbono e ferrita acicular, como pode ser observado na figura 3.1. O ciclo de tratamento térmico de austêmpera de um ferro fundido nodular é ilustrado no gráfico esquemático da figura 3.2. Este ciclo consiste em aquecer a peça (trecho A-B) até a temperatura de austenitização, que pode variar entre 840 e 950°C e manter o material nesta temperatura (trecho B-C) por um tempo suficiente para causar a saturação da austenita em carbono. Logo após é feito o resfriamento rápido (trecho C-D) até a temperatura de austêmpera, entre 230 e 400°C, evitando-se o campo de formação de perlita. O material é mantido nesta temperatura durante o tempo necessário (trecho D-E) para transformação da austenita rica em carbono em ausferrita. Nesta fase, recomenda-se que a variação de temperatura não ultrapasse os 11°C. A última etapa consiste em realizar o resfriamento ao ar até a temperatura ambiente (E-F), terminando a reação antes do campo de

formação de bainita.

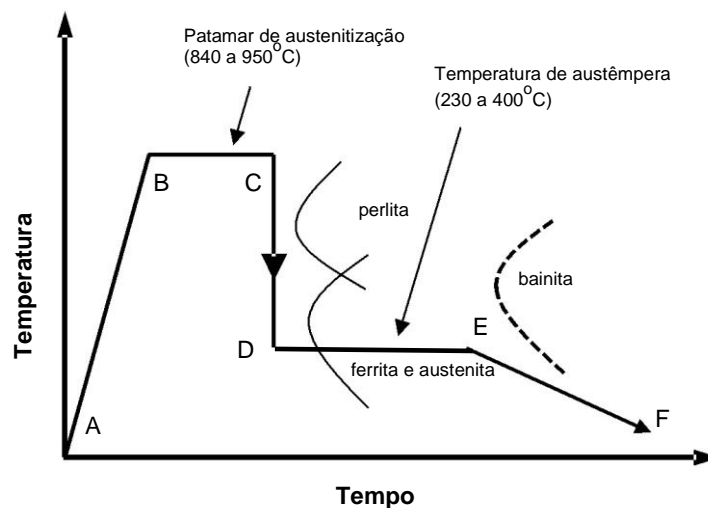


Figura 3.2: Representação esquemática do ciclo de tratamento térmico de austêmpera para obtenção do nodular austemperado.

Fonte: Hupalo *et al*, (2006).

Segundo Hupalo *et al*, (2006), as temperaturas de tratamento da austêmpera são ajustadas em função da microestrutura (conforme micrografia das figuras 3.3 e 3.4) e propriedades desejadas. 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.

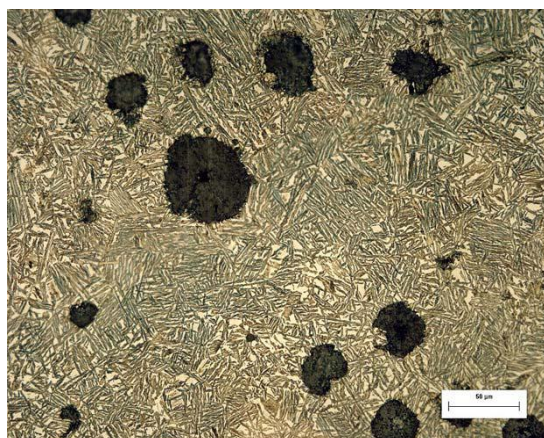
As microestruturas resultantes dos tratamentos térmicos de austêmpera a 350°C são apresentadas nas figuras 3.3 e 3.4, onde foi utilizado o reativo *Le Pera* devido este atacar diferencialmente a martensita e as agulhas de ferrita acicular. Verifica-se que com 30 minutos de austêmpera (figuras 3.3a e 3.4a), a microestrutura é composta predominantemente por uma mistura de ferrita acicular e austenita estabilizada.

De uma maneira geral, pode-se dizer que as amostras apresentam características microestruturais muito semelhantes. Entretanto, análise cuidadosa permite identificar algumas particularidades, conforme descrito abaixo por Hupalo et al, (2006).

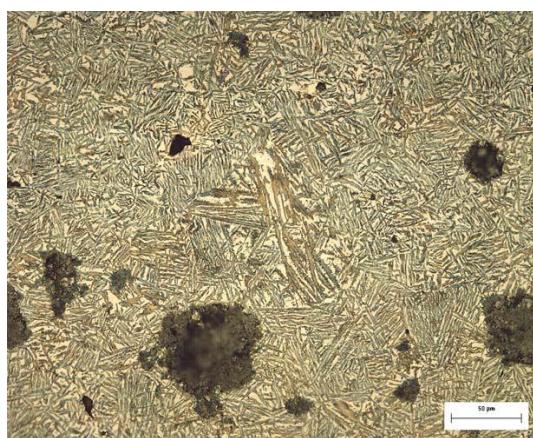
As amostras apresentam pequenas quantidades de martensita, localizadas em regiões intercelulares, nas proximidades dos nódulos de grafita e/ou em ilhas de austenita localizadas entre agulhas de ferrita acicular. Esses são indícios da ocorrência do fenômeno de segregação de elementos de liga, tanto para os nódulos como para os contornos de células eutéticas, e de que a austenita nestas regiões ainda não estava estabilizada (figura 3.3b), onde a amostra foi austemperada durante 60 minutos.

Na região central da micrografia da figura 3.3b existem agulhas de martensita (cor clara e contornos mais retilíneos) em meio a ilhas de austenita retida. A determinação precisa das quantidades de austenita retida e de martensita e/ou ferrita acicular em função do tempo de austêmpera só é possível pela técnica de difração de raios-X.

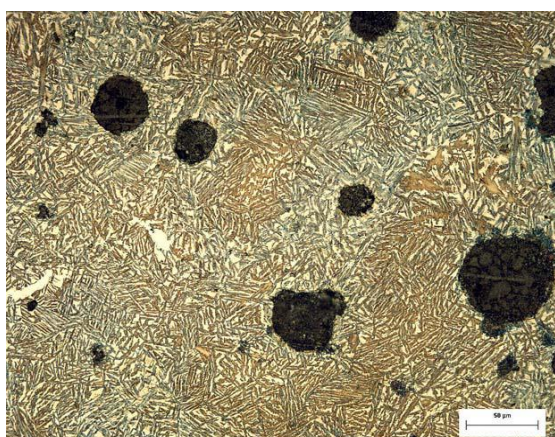
Nas microestruturas foram identificadas pequenas quantidades de carbonetos intercelulares, como pode ser visto nas regiões mais claras no centro à esquerda da micrografia da figura 3.3c austemperada durante 90 minutos.



(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 3.3: Microestruturas de amostras austemperadas a 350°C durante: a) 30 min, b) 60 min, c) 90 min e d) 120 min. MO, 500X, região central (núcleo). Reativo Le Pera. Fonte: Hupalo *et al.* (2006).

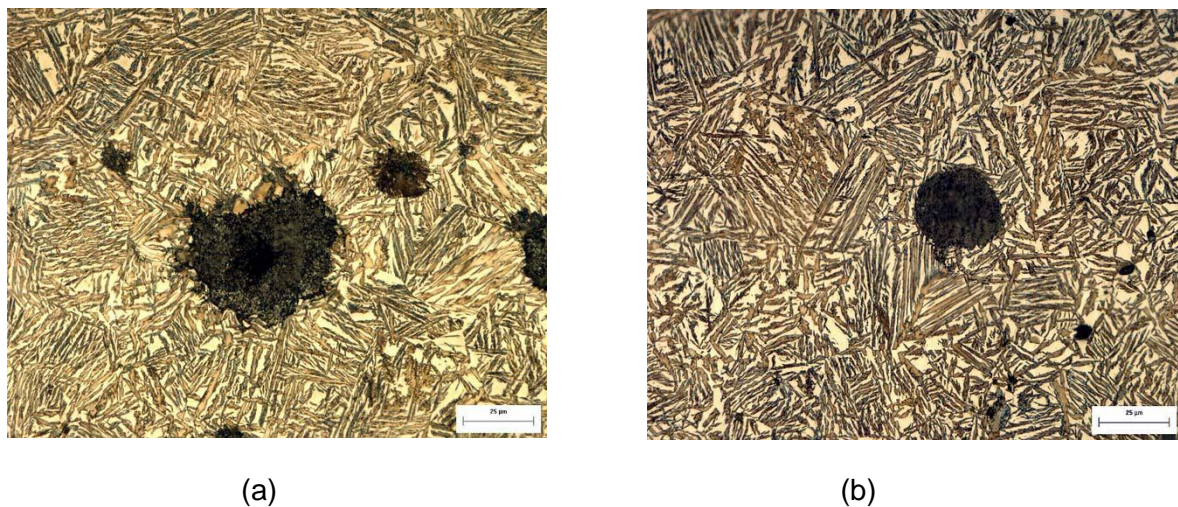


Figura 3.4: Microestruturas de amostras austemperadas a 350°C durante: a) 30 min., e b) 90 min. MO, 1000X, região central (núcleo). Reativo Le Pera. Fonte: Hupalo *et al.* (2006).

A figura 3.5 mostra o efeito da temperatura de austêmpera nas propriedades do ensaio de tração de um ferro fundido nodular onde RM é o limite de resistência, LE o limite de escoamento e A o alongamento.

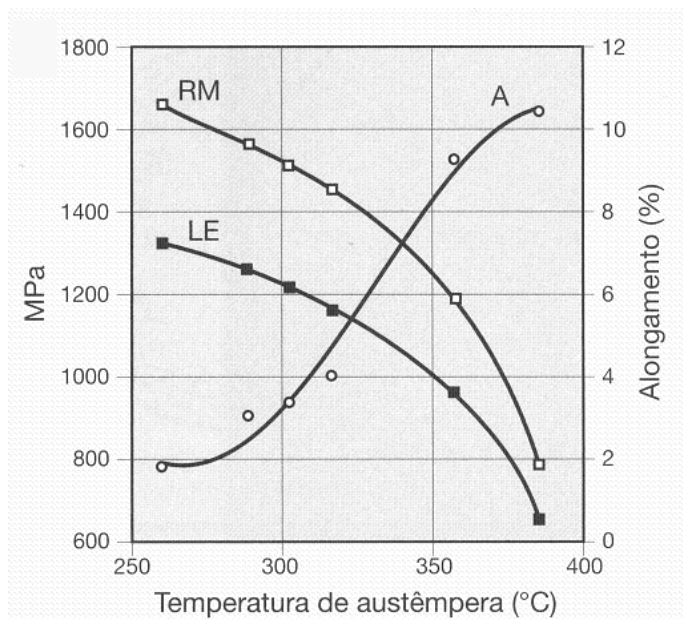


Figura 3.5: Efeito da temperatura de austêmpera nas propriedades físicas. Fonte: Rao *et al.* (1997).

A austêmpera realizada em temperaturas em torno de 260°C, leva a uma estrutura refinada com aproximadamente 85% de ferrita e 15% de austenita e apresenta um limite de resistência em torno de 1600MPa e alongamento em torno de 1%. Kovacs (1990), e Keough (1991), denominam esta estrutura formada nesta temperatura de ausferrita refinada. A microestrutura produzida em temperaturas de austêmpera em torno de 370°C é ausferrita grosseira, composta de aproximadamente 60% de ferrita e 40% de austenita, obtendo-se um limite de resistência em torno de 1000MPa e alongamento variando de 10% a 15%, conforme *Carmo e Dias (2001)*.

As microestruturas apresentadas nas figuras 3.3 e 3.4 mostram uma ausferrita grosseira, mesmo com a variação do tempo de austenitização. Um limite de resistência em torno de 900MPa e alongamento de 5,5% em média. A redução dos valores obtidos por Hupaló *et al.* (2006), em função da figura 3.5 pode ser explicada pelo fato da presença de martensita e carbonetos na microestrutura dos corpos-de-prova.

O tempo de austêmpera é função da temperatura de austêmpera. De maneira geral, para altas temperaturas, acima de 320°C, o tempo ótimo fica entre 30 e 90 minutos, e para temperaturas baixas, abaixo de 320°C, o tempo ótimo fica entre 4 e 5 horas conforme *Carmo e Dias, (2001)*.

A tabela 3.1 apresenta as propriedades físicas mínimas especificadas para ensaio de tração e de impacto para os ferros fundidos nodulares austemperados conforme a norma ASTM A897, (2006). A figura 3.6, ilustra exemplos de ciclos de austêmpera de ferro fundido nodular para a obtenção de diferentes propriedades. Os graus citados referem-se à norma acima.

Grau, ASTM A897	Grau ASTM	Limite de Resistência (MPa)	Limite de Escoamento (MPa)	Alongamento (%)	Tenacidade (J)
1	750/500/11	750	500	11	110
2	900/650/09	900	650	9	100
3	1050/750/07	1050	750	7	80
4	1200/850/04	1200	850	4	60
5	1400/1100/02	1400	1100	2	35
6	1600/1300/01	1600	1300	1	20

Tabela 3.1: Propriedades mínimas do Ferro Fundido Nodular Austemperado conforme ASTM A 897.

Fonte: ASTM. ASTM A897 (2006)

A figura 3.6 mostra a variação do tempo em função da temperatura, onde para o Grau 1 tem-se uma microestrutura de ausferrita grosseira conforme apresentado nas figuras 3.3 e 3.4 e para o Grau 4 uma microestrutura de ausferrita refinada.

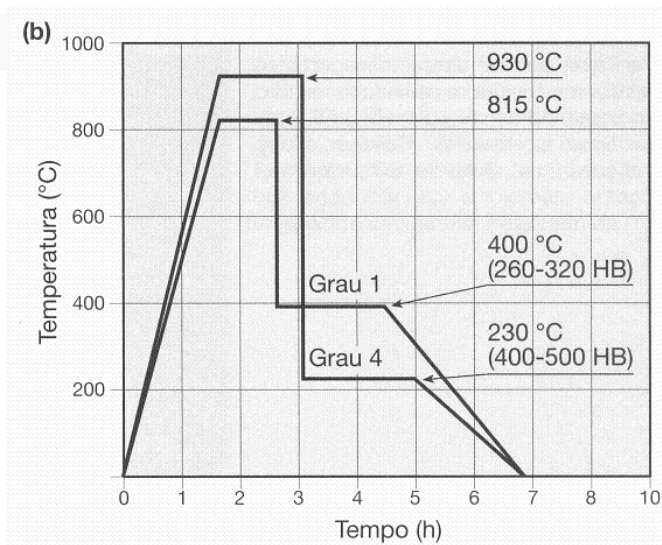


Figura 3.6: Diferentes ciclos de tratamentos térmicos para obtenção de variadas propriedades físicas.

Fonte: Brown (2000).

Outro aspecto interessante do ADI é a sua competitividade com ligas leves. A produção das ligas de alumínio tem crescido significativamente devido a seu baixo peso específico, associado à elevada condutividade térmica, o que torna esta liga interessante para muitas aplicações na indústria automobilística e aeronáutica. O ADI

pode substituir componentes fabricados em alumínio forjado, fundido e soldado com equivalência ou redução de peso. Apesar de ele ter uma densidade 2,5 vezes maior que o alumínio, possui módulo de elasticidade 2,3 vezes maior; limite de escoamento três ou quatro vezes maior, limite de fadiga (em 10 milhões de ciclos) cinco vezes maior e maior capacidade à absorção de vibrações conforme Keough, (2002).

3.2 Fadiga e fatores de importância

Segundo Callister (2002), fadiga é uma forma de falha que ocorre em materiais que estão sujeitos a tensões oscilantes. Sob essas circunstâncias, é possível a ocorrência de uma falha em um nível de tensão consideravelmente inferior ao limite de resistência à tração ou ao limite de escoamento sob carga estática.

O estudo da fadiga é de suma importância, uma vez que ela é a maior causa individual de falhas em metais, sendo responsável por aproximadamente 90% de todas as falhas metálicas, seguindo Callister (2002). O termo “fadiga” é utilizado, pois esse tipo de falha ocorre normalmente após um longo período de tensões repetitivas ou ciclos de deformação.

A falha por fadiga é de natureza frágil, mesmo em metais dúcteis, no sentido de que existe muito pouca, se alguma, deformação plástica generalizada associada com a falha. O processo ocorre pela iniciação e propagação de trincas, e em geral a superfície de fratura é perpendicular à direção da maior tensão de tração aplicada.

Reed-Hill (1982), mostra que as concentrações macroscópicas de tensões são responsáveis pela maioria das falhas de fadiga. Concentradores de tensões como cantos vivos ou ângulos na superfície de objetos submetidos a tensões repetidas são pontos em que a falha se origina, principalmente se estiverem em regiões submetidas a tensões cíclicas. Isso acontece em rasgos de chaveta em eixos, entalhes em “V” como os das roscas de parafusos, furos e muitos outros tipos de concentradores de tensões.

Smith (1998) e Callister (2002), enumeram as principais alterações que ocorrem num metal dúctil durante o processo de fadiga. Quando um corpo-de-prova de um metal dúctil homogêneo é submetido a tensões cíclicas, ocorrem as seguintes alterações estruturais básicas durante o processo de fadiga:

- nucleação da trinca. Ocorre a fase inicial de deterioração por fadiga;
- crescimento de bandas de escorregamento de fadiga. A nucleação da trinca ocorre porque a deformação plástica não é um processo completamente reversível. A deformação plástica numa direção, alternando com a deformação plástica na direção contrária, faz com que na superfície do corpo-de-prova metálico surjam saliências e sulcos denominados extrusões e intrusões de escorregamento, assim como a deterioração no interior do material ao longo de bandas de escorregamento persistentes. As irregularidades superficiais, assim como a deterioração em bandas de escorregamento persistentes, originam trincas na superfície ou próximo delas, as quais se propagam para o interior do corpo-de-prova segundo planos submetidos a tensões de cisalhamento elevadas. Essa é designada a fase I do crescimento de uma trinca de fadiga. A velocidade de crescimento da trinca é normalmente muito baixa. A formação de uma pequena trinca em algum ponto de alta concentração de tensões é apresentado como o estágio I da figura 3.7;
- crescimento da fissura em planos com tensão de tração elevada. Durante a fase I num metal policristalino, a trinca cresce apenas alguns diâmetros de grão e depois toma a direção perpendicular à tensão de tração máxima no corpo-de-prova metálico. Nesta fase II de crescimento, há propagação de uma trinca bem definida com a velocidade relativamente grande e avançam em incrementos a cada ciclo de tensões surgindo estrias de fadiga à medida que a trinca caminha através da seção do corpo-de-prova metálico, também conhecidas como marcas de praia se macroscópicas e estrias se microscópicas, (figuras 3.8 e 3.9). Estas estrias são úteis na análise da fratura por fadiga, pois permitem determinar a origem e a direção de propagação das trincas de fadiga. Estágio II da figura 3.7;
- fratura final. Finalmente, quando a fenda tiver percorrido uma área suficiente e o material, na seção remanescente, não conseguir suportar a carga aplicada, ocorre a ruptura. Esta ocorre muito rapidamente uma vez que a trinca que está avançando tenha atingido o estado crítico.

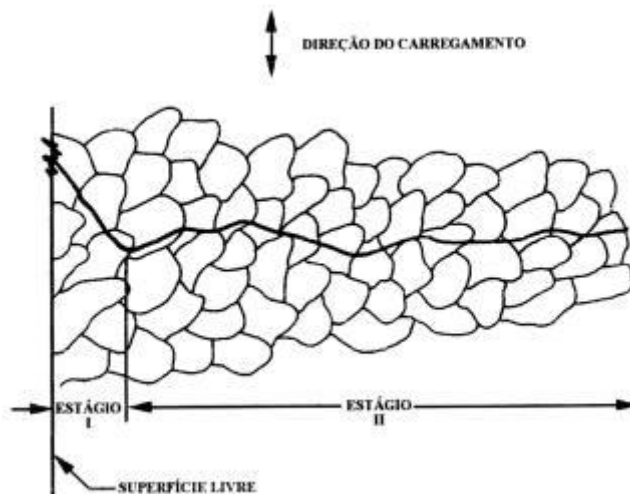


Figura 3.7: Estágios I e II de propagação da trinca por fadiga.
Fonte: Fuchs, (1980).

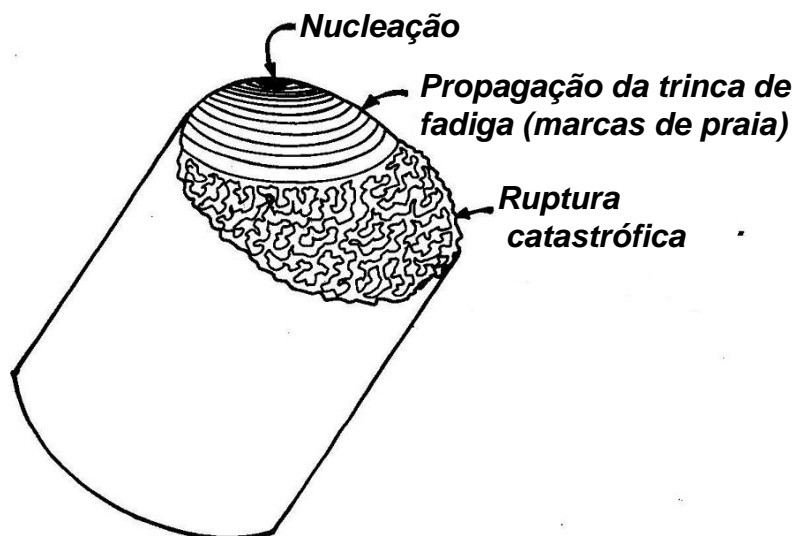


Figura 3.8: Representação das superfícies características de uma fratura em fadiga,
com distinção da nucleação, propagação e instabilidade da trinca.
Fonte: Suresh, (1998).

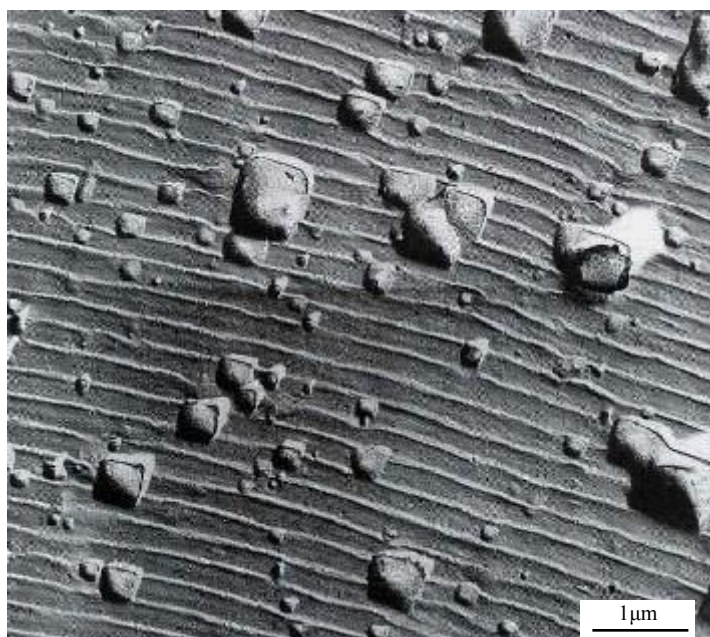


Figura 3.9: Estrias de fadiga em liga de alumínio 2024-T3.
Fonte: Suresh, (1998).

Smith (1998), classificou os fatores mais importantes que afetam a resistência à fadiga, que além de sua composição química, são:

- concentração de tensão. A resistência à fadiga é fortemente reduzida pela presença de concentradores de tensão, tais como entalhes, furos, rasgos ou variações bruscas da seção reta. Estes concentradores podem ser minimizados realizando um projeto cuidadoso, de modo a evitar, na medida do possível esses pontos de falha;
- rugosidade superficial. Quanto mais polida for a superfície da amostra metálica, maior é a resistência à fadiga. Superfícies rugosas originam concentradores de tensão que facilitam a formação de trincas de fadiga;
- estado da superfície. Uma vez que a maior parte das fraturas por fadiga se inicia na superfície do material metálico, qualquer alteração do estado da superfície afetará a resistência à fadiga do material. Como exemplo pode-se citar os tratamentos de endurecimento superficial do aço, como a cementação e a nitretação, que endurecem a superfície e aumentam a resistência à fadiga do aço. Já a descarbonetação amacia a superfície do aço tratado termicamente e conseqüentemente diminui a resistência á fadiga. A introdução de estado favorável de tensões residuais de compressão na superfície do material, roleteamento, por exemplo, também aumenta a resistência à fadiga;

- ambiente. Um ambiente corrosivo durante a aplicação de tensões cíclicas ao material metálico pode acelerar fortemente a velocidade com que a trinca de fadiga se propaga. A combinação do ataque por corrosão com as tensões cíclicas aplicadas a um material metálico é conhecida por fadiga por corrosão.

Callister (2002), faz uma explanação sobre as tensões cíclicas mostrando que a tensão aplicada pode ser de três naturezas, que são:

- Axial – tração-compressão;
- Flexão – dobramento, e
- Torcional – torção.

Em geral, são possíveis três modalidades diferentes de tensão oscilante-tempo, conforme figura 3.10. Pela figura 3.10 (a), tem-se o ciclo de tensões alternadas, onde há uma dependência regular e senoidal em relação ao tempo e a amplitude é simétrica em torno de um nível médio de tensão zero. Para o item (b) tem-se o ciclo de tensões repetidas, onde os valores máximos e mínimos das tensões são assimétricos em relação ao nível zero de tensão. Finalmente no item (c), o ciclo de tensões aleatórias, onde o nível de tensão varia aleatoriamente em amplitude e frequência.

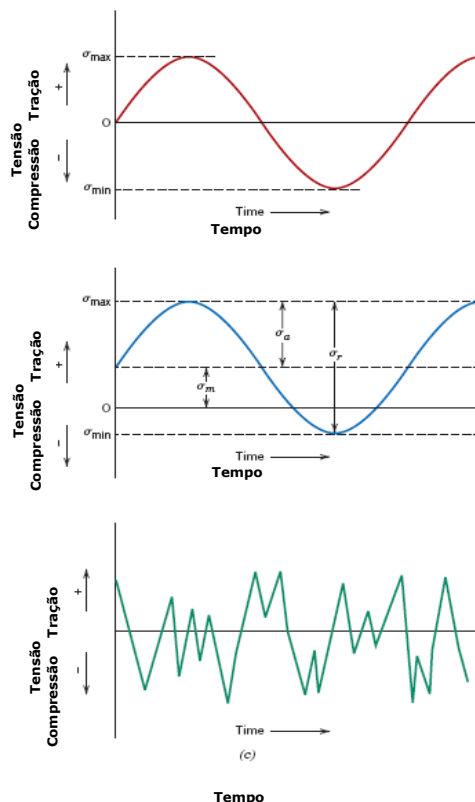


Figura 3.10: Variação da tensão ao longo do tempo, responsável pela fadiga. (a) ciclo de tensões alternadas; (b) ciclo de tensões repetidas; (c) ciclo de tensões aleatórias.

Fonte: Callister, (2002).

A caracterização dos parâmetros utilizados para o ciclo de tensões esta caracterizado na figura 3.10b. A amplitude da tensão alterna em torno de uma tensão média σ_m , definida por:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2} \quad (3.1)$$

O intervalo de tensões σ_r , é dado por:

$$\sigma_r = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} \quad (3.2)$$

E a amplitude da tensão é:

$$\sigma_a = \frac{\sigma_i}{2} = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2} \quad (3.3)$$

E a razão de tensões será:

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (3.4)$$

Convenciona-se que as tensões de tração serão positivas e as de compressão negativas.

Callister (2002), mostra na figura 3.11 o desenho esquemático do equipamento necessário para realizar o ensaio de fadiga. Utilizando o ensaio de flexão rotativa, um corpo-de-prova fica submetido, enquanto gira, a tensões de tração e compressão, com igual magnitude. Através do 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.

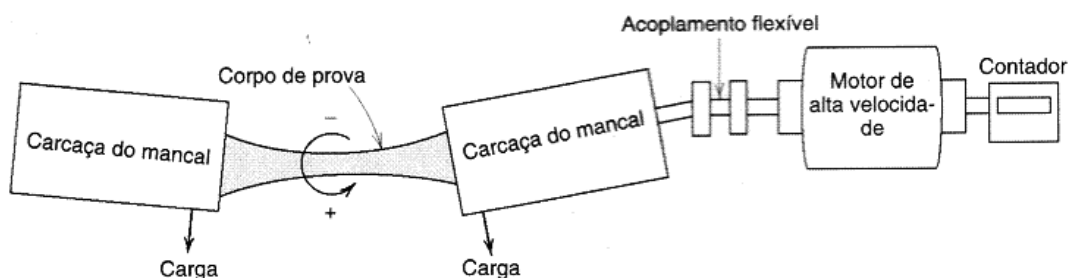


Figura 3.11: Diagrama esquemático de equipamento para testes de fadiga.
Fonte: Callister (2002).

Os corpos-de-prova utilizados neste teste apresentam certa conicidade em direção à região central e sua superfície é cuidadosamente polida. Os resultados deste ensaio são representados sob forma de curvas S-N.

Guimarães (2009), faz uma análise da curva S-N, observando que quanto maior a amplitude de tensão alternada, menor é o número de ciclos que o material será capaz de suportar antes da fratura (figura 3.12).

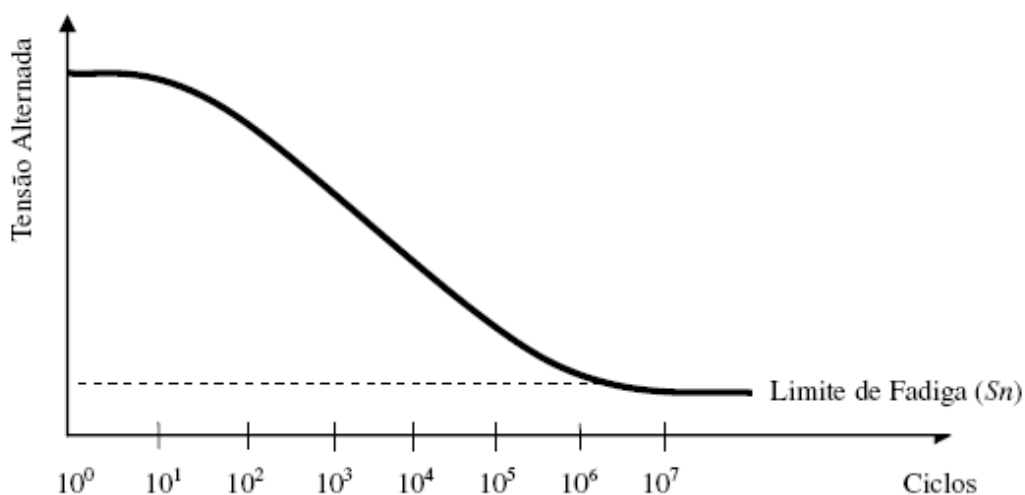


Figura 3.12: Diagrama S-N.
Fonte: Guimarães (2009).

Tomando como exemplo um aço, a curva S-N torna-se horizontal a partir de um determinado valor de números de ciclos, significando que existe um nível de tensão limite, chamado de limite de resistência à fadiga (S_n); abaixo deste valor sabe-se que a falha por fadiga não vai ocorrer. S_n é o maior valor da amplitude da tensão alternada

que não causará dano no material, mesmo que o número de ciclos seja infinito. Tomando-se por base o número de ciclos de tensão ou deformação, a qual a peça estará sujeita, pode-se definir um regime de fadiga de baixo ciclo ou de alto ciclo. A linha divisória que separa estes regimes está na faixa de 10^2 a 10^4 ciclos, sendo 10^3 ciclos uma aproximação razoável para diferenciar o regime de baixo ciclo em relação ao de alto ciclo, segundo Guimarães (2009).

A vida em fadiga N_f , pode ser definida como:

$$N_f = N_i + N_p \quad (3.5)$$

Onde N_i e N_p são, respectivamente o número de ciclos para iniciação da trinca e a propagação da trinca, desprezando-se a etapa final da fratura, uma vez que ela ocorre muito rapidamente. O material em questão e as condições de ensaio são fatores determinantes das proporções de duração total que são relativas a N_i e N_p . Para fadiga de alto ciclo, ou níveis de tensão baixos, uma grande fração da vida em fadiga é utilizada na iniciação da trinca. Caso o nível de tensão aumente, para fadigas de baixo ciclo, N_i diminui e as trincas formam mais rapidamente.

Maluf (2002), evidência sobre os fatores que influenciam a vida útil em fadiga em ferros fundidos nodulares como sendo:

- resistência à tração;
- tamanho, forma e distribuição dos nódulos de grafita;
- fração volumétrica de inclusões;
- carbonetos e escórias;
- quantidade e distribuição de porosidades;
- presença de concentradores de tensões e condição de acabamento superficial do componente a ser analisado.

A figura 3.13 mostra a influência do grau de nodularização sobre o limite de fadiga de corpos prova de ferros fundidos nodulares com e sem entalhe.

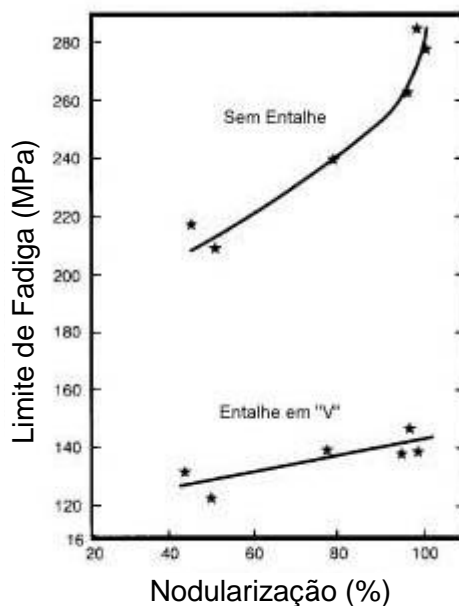


Figura 3.13: Influência do grau de nodularização sobre o limite de fadiga em ferros fundidos nodulares perlíticos com e sem entalhe.

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

De acordo com a figura 3.13 pode-se concluir que o limite de fadiga dos corpos-de-prova com entalhe, aumenta pouco com o aumento da nodularização, enquanto que nos sem entalhe o limite de fadiga aumenta exponencialmente com o aumento da nodularização. Estes resultados indicam que grafitas não esféricas iniciam as falhas por fadiga em nodulares sem entalhe, enquanto que em corpos-de-prova com entalhe em "V", a trinca inicia-se prematuramente neste local, sobrepondo os efeitos da nodularização.

Dias (2006), faz uma abordagem sobre a influência da temperatura de austêmpera no limite de resistência à fadiga em ferro fundido nodular austemperado (ADI) submetidos a tratamentos superficiais, mostrando o aumento acentuado do limite de fadiga para temperaturas de austêmpera acima de 315°C. Sabe-se que a estabilidade mecânica da austenita presente no ADI depende basicamente do teor de carbono e do nível de tensão ou deformação aplicada. Além disso, considera que a austenita no ADI se apresenta com diferentes teores de carbono, sendo razoável considerar que a mesma possa transformar-se em martensita, quando sujeita a deformações elevadas provocadas por tratamentos superficiais ou usinagem.

3.3 Encruamento

Encruamento é o fenômeno pelo qual um metal dúctil se torna mais duro e mais resistente quando é submetido a uma deformação plástica, abaixo da sua temperatura de recristalização.

O encruamento ocorre basicamente porque os metais se deformam plasticamente por movimento das discordâncias e estas interagem diretamente entre si ou com outras imperfeições, ou indiretamente com o campo de tensões internas de várias imperfeições e obstáculos. Estas interações levam a uma redução na mobilidade das discordâncias, o que é acompanhada pela necessidade de uma tensão maior para provocar maior deformação plástica, acontecendo assim o encruamento.

Este processo pode ser demonstrado em um diagrama tensão deformação conforme a figura 3.14. Inicialmente, o metal com limite de escoamento σ_{yo} é submetido a deformação plástica até o ponto D; a tensão é liberada, então reaplicada, resultando em um novo limite de escoamento, σ_{yi} . O metal se tornou dessa forma mais resistente durante o processo, pois σ_{yi} é maior que σ_{yo} .

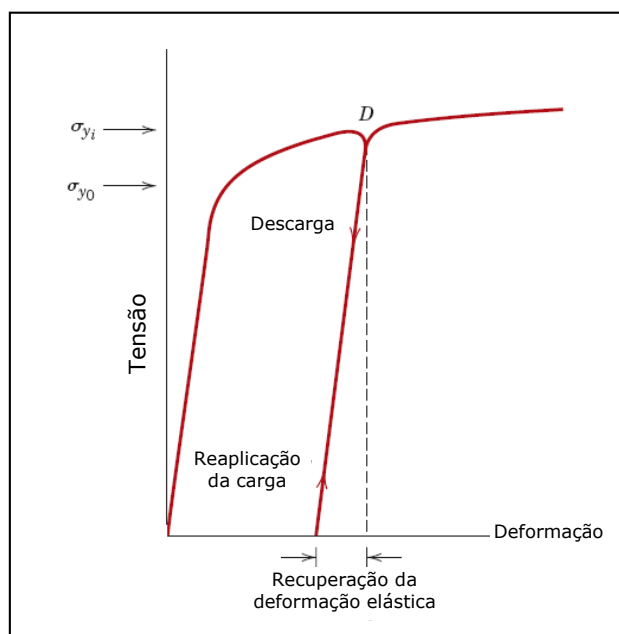


Figura 3.14: Diagrama esquemático tensão-deformação em tração mostrando os fenômenos de recuperação da deformação elástica e o encruamento.

Fonte: Callister, (2002).

A influência do trabalho a frio sobre o comportamento tensão-deformação de um aço com baixo teor de carbono pode ser representado como na figura 3.15. Onde é possível observar que o aumento do percentual de trabalho a frio traz como consequência o aumento do limite de escoamento e de resistência e redução no alongamento percentual e ductilidade.

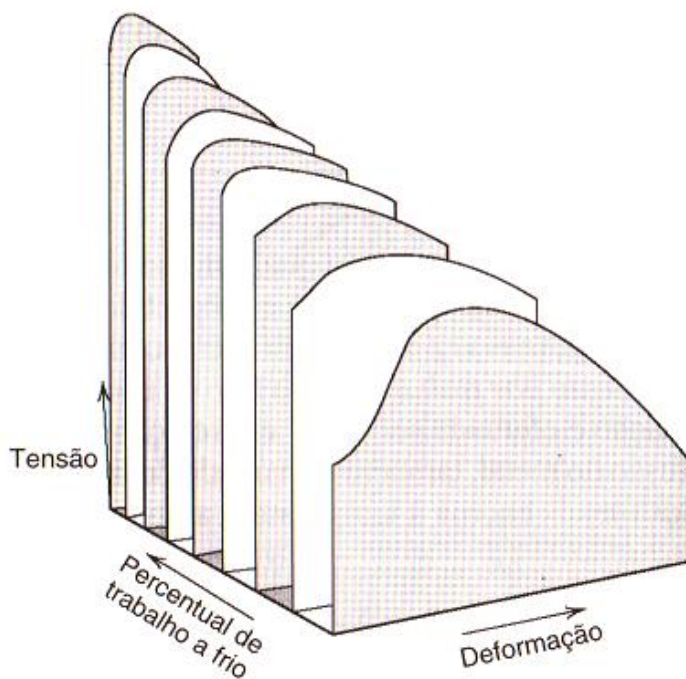


Figura 3.15: Influência do trabalho a frio sobre o comportamento tensão-deformação para um aço.

Fonte: Callister, (2002).

Comumente adota-se a expressão matemática dada pela equação (3.6) para relacionar a tensão verdadeira com a deformação verdadeira,

$$\sigma_v = K \varepsilon_v^n \quad (3.6)$$

onde:

σ_v = Tensão verdadeira

K = constante

ε_v = deformação verdadeira

n = expoente de encruamento

O parâmetro n é conhecido por expoente de encruamento, o qual representa uma medida da capacidade de encruamento de um material. Possui um valor inferior à

unidade, e quanto maior for sua magnitude, maior será o encruamento, para uma dada intensidade de deformação plástica.

A figura 3.16 apresenta uma fotomicrografia de metal policristalino antes e após a deformação plástica. Os grãos antes da deformação plástica são equiaxiais, e após sofrer deformação plástica passam a ser alongados.

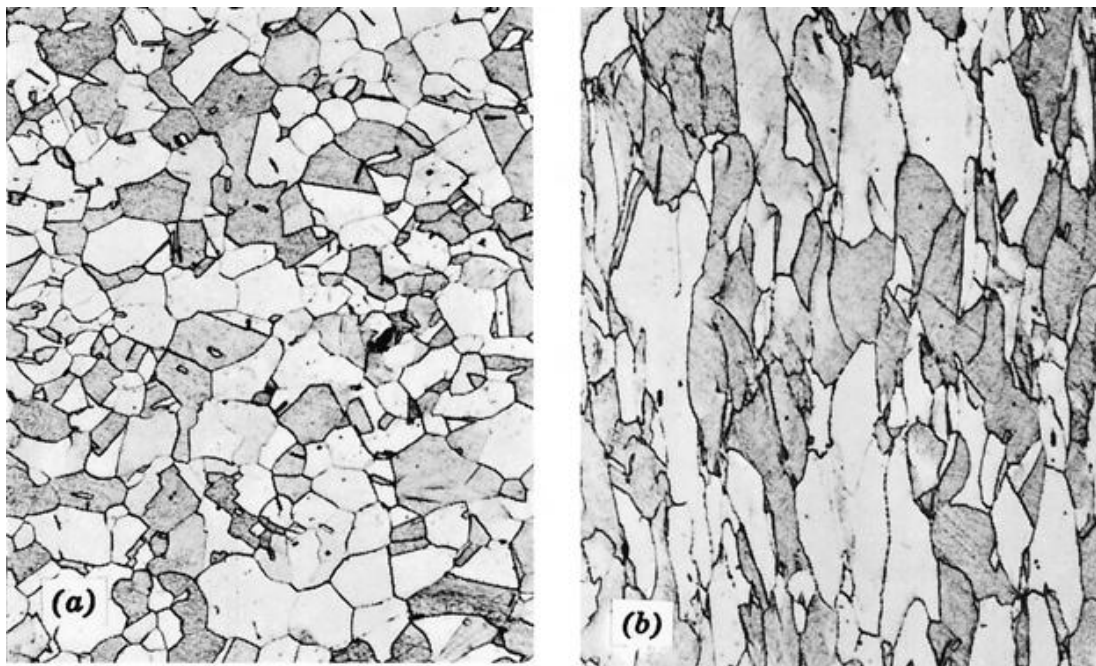


Figura 3.16: Alteração da estrutura do grão. (a) antes da deformação (b) após a deformação plástica.

Fonte: Callister, (2002).

3.4 Encruamento superficial, roleteamento e efeito sobre a fadiga

Fuchs *et al.* (1980), afirma que a introdução de campos de tensões residuais compressivas superficiais cuidadosamente controladas é um meio potencial de aumentar a resistência à fadiga. Essas tensões podem ser induzidas utilizando processos tais como jateamento de granalhas, roleteamento superficial, deformação a frio e tratamento térmico superficial, conforme explica Daniewicz *et al.* (1998). As tensões residuais compressivas, presentes na superfície da peça exercem um importante papel da resistência à nucleação de trinca por fadiga em diversos tipos de solicitações cíclicas. Elas atuam diminuindo as tensões residuais de tração, que comumente ocorrem na superfície da peça. A presença de tensões residuais

compressivas podem também afetar os mecanismos de propagação de trincas por fadiga que, podem ser impedidas de evoluir, diminuindo sua taxa de propagação, ou mesmo ter seu crescimento totalmente inibido. Fuchs *et al.* (1980), ilustram o efeito resultante da superposição das tensões aplicadas e residuais, de acordo com a figura 3.17. A figura 3.17a, mostra a distribuição de tensões em um eixo sob flexão; a figura 3.17b apresenta o perfil de distribuição típica das tensões residuais de um jateamento com granalhas, já a figura 3.17c o perfil resultante da superposição das tensões aplicada e residual. A tensão residual trativa máxima na superfície é reduzida e seu pico de tensão é deslocado para o interior da peça.

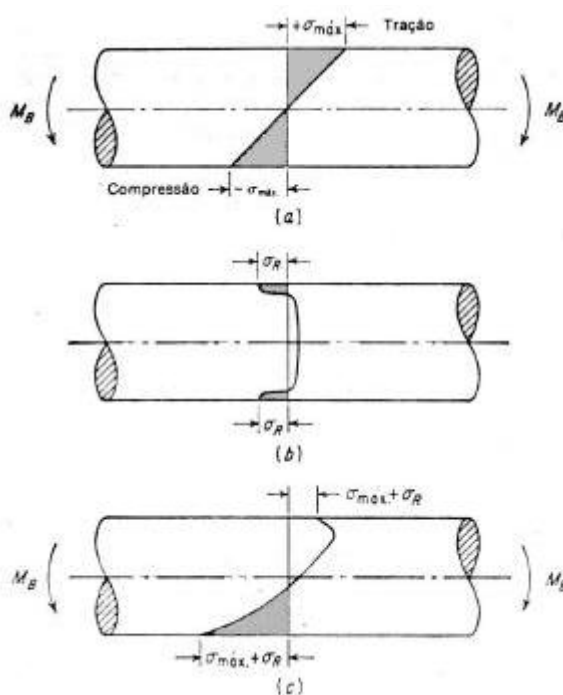


Figura 3.17: Efeito de superposição das tensões aplicada e residual. (a) distribuição de tensões em um eixo sob flexão; (b) perfil de distribuição típico das tensões residuais de um jateamento de granalhas; (c) perfil resultante da superposição das tensões aplicadas e residuais.

Fonte: Fuchs, (1980).

O roleteamento superficial é um tratamento de endurecimento localizado em ferros fundidos nodulares e em outros materiais, para melhorar as propriedades a fadiga. Como o jateamento de granalhas, o roleteamento superficial endurece a superfície do fundido pela introdução de uma deformação controlada, tal como a exemplificada pelo processo de roleteamento de canais em virabrequins de motores a combustão interna, mostrado na figura 3.18. O roleteamento superficial produz um aumento significativo na resistência à fadiga de componentes de ferro fundido nodular convencional ou

austemperado, especialmente aqueles que possuem concentrações de tensão. O roleteamento age da mesma forma que o jateamento com granalhas, que, além de aumentar a dureza superficial do fundido, gera tensões residuais compressivas na camada superficial das peças, que provocam aumento considerável na resistência a fadiga.

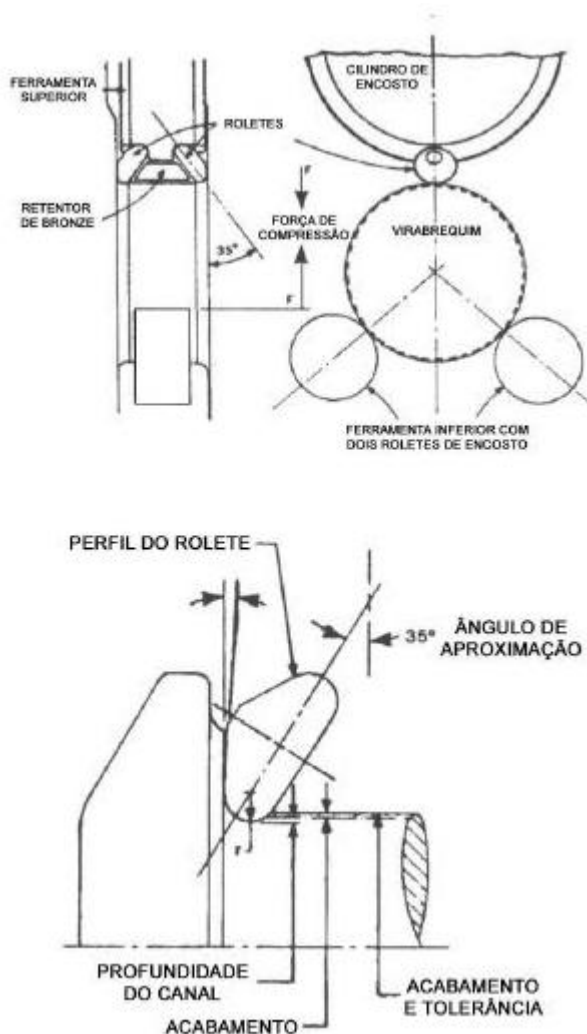


Figura 3.18: Diagrama esquemático do ferramental para roleteamento superficial em virabrequim de ferro fundido nodular.

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

QIT-Fer et Titane Inc (1990), apresenta a figura 3.19 que evidencia os efeitos do roleteamento superficial sobre as propriedades de fadiga em flexão de ferros fundidos nodulares de classes ferrítica e perlítica. Amostras com entalhe em “v”, endurecidas

por roleteamento superficial, utilizando um rolete com perfil geométrico do entalhe, possui resistência à fadiga de 58 a 73% maior que amostras sem entalhe das classes perlítica e ferrítica, respectivamente. A tabela 3.2 compara as propriedades de fadiga em flexão reversa de diferentes ferros fundidos nodulares utilizados para fabricação de eixos virabrequins, confirmando o efeito significativo no aumento da resistência à fadiga com o roleteamento dos canais. Observa-se aumento de 223% sobre o nodular perlítico bruto de fusão e de 138% sobre o nodular austemperado sem tratamento superficial.

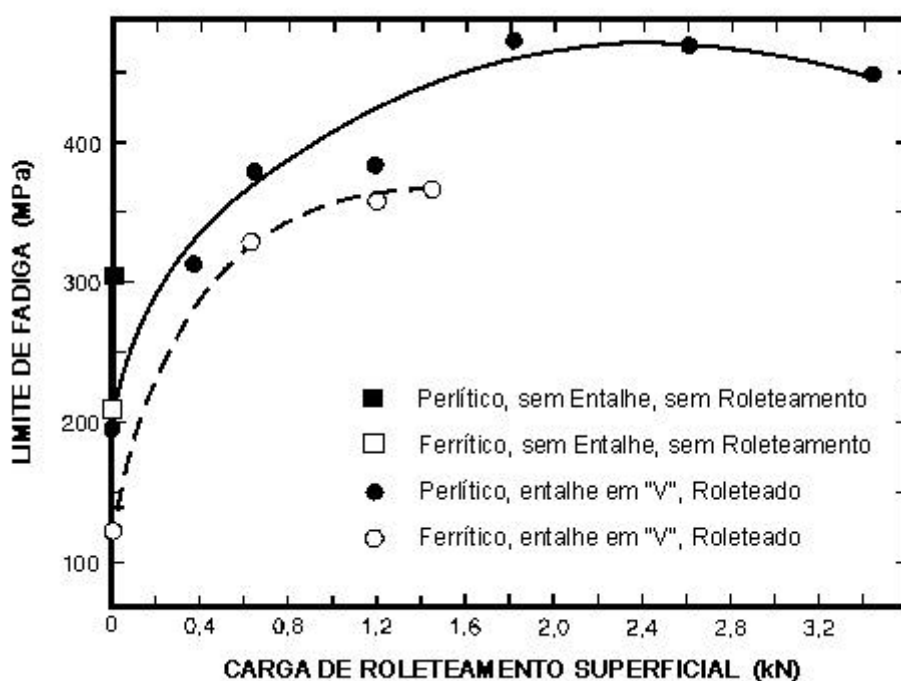


Figura 3.19: Influência do roleteamento superficial sobre a fadiga dos ferros fundidos perlíticos e ferríticos.

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

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).

Kewei Xu *et al.* (1994), realizaram um trabalho sobre o efeito das tensões residuais induzidas por roleteamento superficial aplicado no limite de fadiga e a propagação de trincas curtas em corpos-de-prova de aço SAE 5140 com entalhe semicircular de 1,0 mm de raio. Os corpos-de-prova foram retirados de barras laminadas a quente, forjados, normalizados e após usinagem, temperados e revenidos. Os ensaios de fadiga axial foram realizados em corpos-de-provas com três condições diferentes: entalhe retificado (G), entalhe roleteado com carga de 3kN (SR) e entalhe roleteado e pré-tracionado com 700MPa (RT). A figura 3.20 apresenta os resultados dos ensaios de fadiga para três condições. As amostras roleteadas apresentaram um aumento no limite de fadiga em relação à condição G de 12,7%(SR) e de 32,3% para a condição RT. O melhor desempenho das amostras pré-tracionadas, RT, podem ser atribuído à redistribuição do perfil de tensões residuais apresentado na figura 3.21, que diminuem a taxa de propagação das trincas por fadiga no segundo estágio de crescimento.

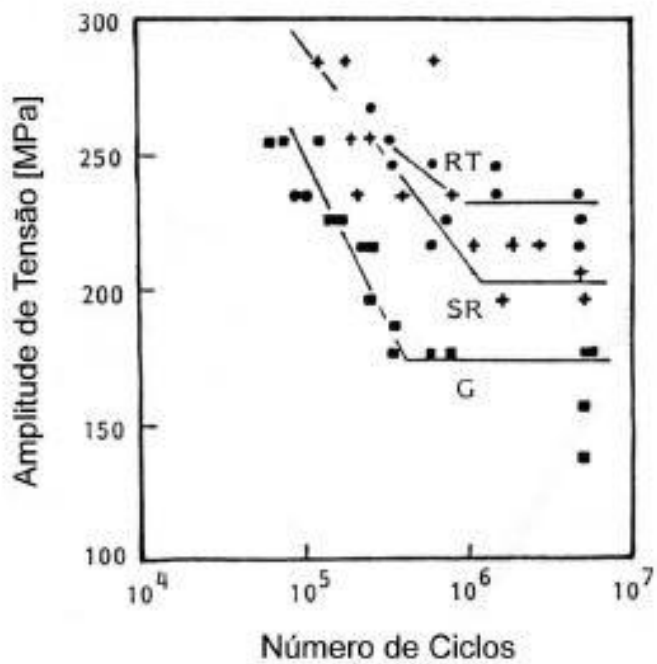


Figura 3.20: Amplitude de tensão em função do número de ciclos para as condições: entalhado (G), com entalhe (SR) e entalhe roleteado e pré-tracionado (RT)

Fonte: Kewei Xu *et al.* (1994).

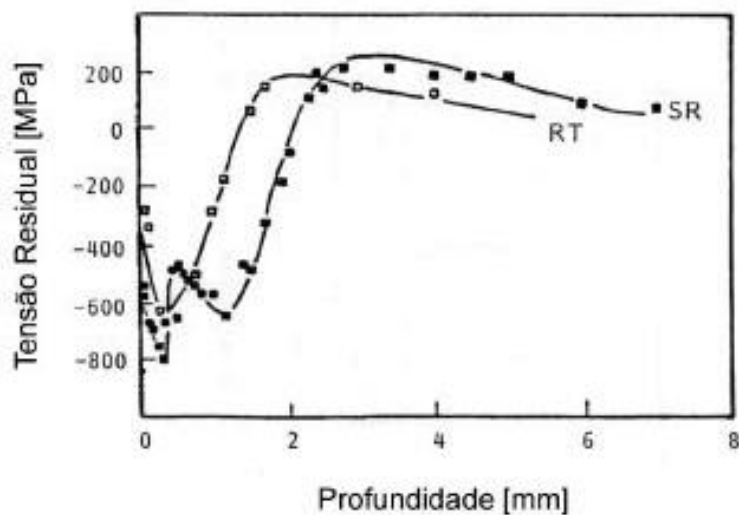


Figura 3.21: Perfil de distribuição das tensões residuais nas condições: com entalhe (SR) e entalhe roleteado e pré-tracionado (RT)

Fonte: Kewei Xu *et al.* (1994).

Rebinsky *et al.* (1994), que analisaram o efeito da capacidade de encruamento durante o roleteamento superficial sobre a resistência à fadiga em um aço ARBL, (composição química média é 0,10% de Carbono, 1,55% de Manganês, 0,014 de Fósforo, 0,006% de Enxofre, 0,27% de Silício, 0,040% de Nióbio, 0,035% de Vanádio, e 0,034% de Alumínio) em duas condições: trabalhado a quente (TMT) e bifásicos (BF) com 75% de ferrita e 25% de martensita. O resultado encontrado foi que o roleteamento superficial aumentou a resistência à fadiga em 13% para o aço trabalhado a quente e 6% para o aço dupla fase como mostrado na figura 3.22. Apesar do primeiro material ter uma baixa capacidade de encruamento e penetração do roleteamento superficial que o último, prevaleceu como determinante no resultado de uma maior resistência à fadiga sob roleteamento superficial seu limite de escoamento superior.

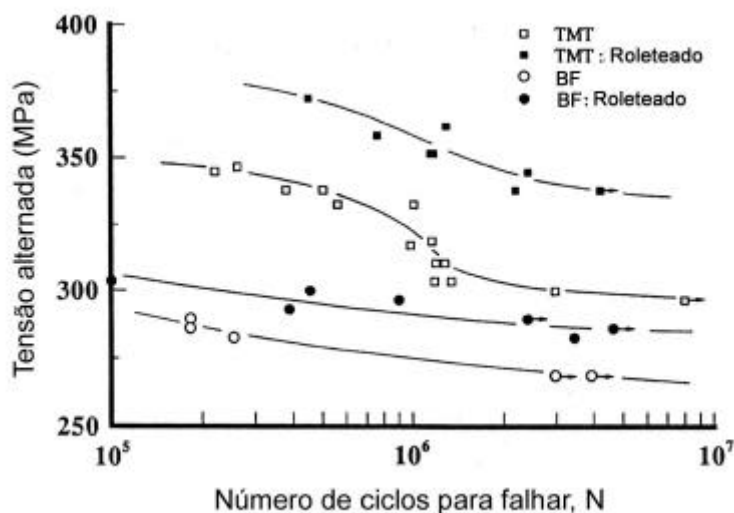


Figura 3.22: Curva tensão em função do número de ciclos para falhar para os aços trabalhado à quente (TMT) e bifásico (BF).

Fonte: Rebinsky e Vitocec, (1994)

Gabb, *et al.* (2002), realizaram estudos estabelecendo um método mais eficiente de produção de tensões residuais compressivas com um mínimo de deformação plástica em camadas superficiais de peças, que não sofriam relaxação suficiente para prejudicar o efeito benéfico da deformação plástica, mesmo trabalhando em temperaturas elevadas. Os estudos realizados sobre relaxação térmica, ensaios de fadiga de alto ciclo e de crescimento de trinca por fadiga em corpos-de-prova da liga IN718, submetidas aos tratamentos superficiais de jateamento com granalhas, laser e ao processo de brunimento de baixa plasticidade (LPB), demonstraram que a camada compressiva profunda produzida pelo brunimento foi a que proporcionou a melhor resistência ao crescimento de trincas com a menor deformação plástica, conforme as figuras 3.23 e 3.24.

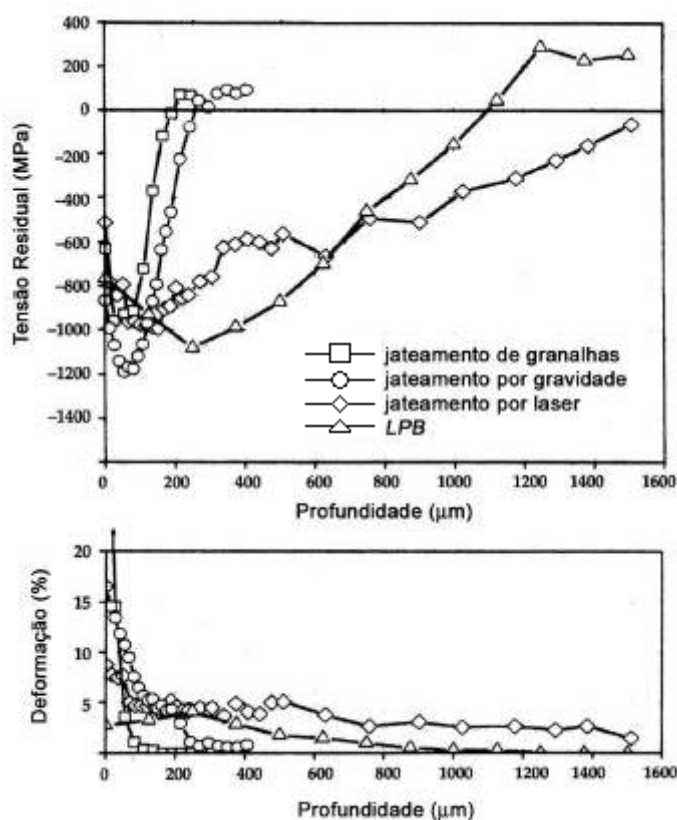


Figura 3.23: Comparação das tensões residuais e deformação a frio produzidas por jateamento de granalhas, por gravidade, por laser e brunimento de baixa plasticidade (LPB).

Fonte: Gabb *et al.* (2002).

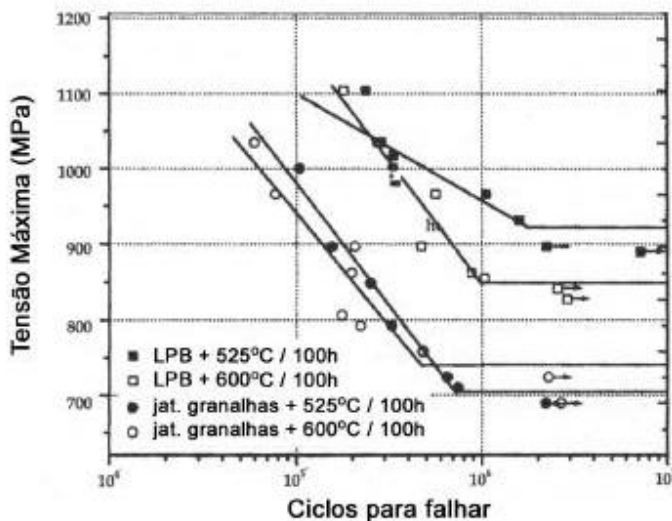


Figura 3.24: Desempenho sob fadiga de alto ciclo dos processos LPB e jateamento com granalhas com duas temperaturas de exposição diferentes. Fadiga por flexão em quatro pontos $R=0,1$ e 30Hz. Temperatura ambiente. Fonte: Gabb. *et al.* (2002).

O estudo de determinação de tensões residuais em canais roleteados de virabrequim foi coberto por W. Seiler *et al.* (1998). No trabalho de Kewei Xu *et al.* (1998), foi realizada a previsão do limite de fadiga em campos de tensões compressivas de corpos-de-prova entalhados obtidos por tratamento de jateamento de granalhas e roleteamento superficial. O trabalho de Yano *et al.* (1992), apresenta um método de roleteamento aplicado em dentes de engrenagens. Existem dispositivos para operação de roleteamento em virabrequins de grandes dimensões, que podem roletear mancais de até 260 mm de diâmetro com forças aplicadas de até 200kN, conforme informativo da General Motors do Brasil.

3.5 Método dos Elementos Finitos - MEF

Soriano (2003), mostra, a dificuldade do estudo do comportamento de sistemas físicos com a utilização de modelos, usualmente em escala reduzida, de laboratório, e/ou modelos matemáticos. Com avanço da ciência e o confronto entre esses modelos têm motivado um grande desenvolvimento dos modelos matemáticos, propiciando modelagens realísticas, confiáveis e de aplicações práticas na engenharia, muito mais econômicas do que modelos físicos. Embora o modelo matemático guarde aproximações em relação ao sistema físico original, o resultado é muito próximo do

real. A análise desses modelos matemáticos requer o uso de métodos numéricos entre os quais se inclui o método dos elementos finitos.

A indústria aeronáutica foi a pioneira no desenvolvimento do método de elementos finitos, já que havia uma necessidade urgente de análises mais refinadas de estruturas complexas de aeronaves. A disponibilidade de computadores a partir de 1950 contribuiu para o rápido desenvolvimento de métodos matriciais.

Assan (1999), descreve o surgimento do método dos elementos finitos como uma nova possibilidade para resolver problemas da teoria da elasticidade, superando as dificuldades e problemas inerentes aos métodos de Rayleigh-Ritz, Galerkin, diferenças finitas, resíduos ponderados e outros. Nos dois primeiros métodos citados, nem sempre é fácil obter as funções aproximadoras que satisfaça as condições de contorno irregular e saber se elas se aproximam da função exata.

O método de elementos finitos comumente utilizado é baseado no método de Rayleigh-Ritz e prevê a divisão do domínio contínuo de integração em um número finito de pequenas regiões denominadas elementos finitos, tornando o meio contínuo em discreto.

À divisão do domínio dá-se o nome de rede de elementos finitos. A malha desse reticulado pode ser aumentada ou diminuída variando o tamanho dos elementos finitos. Os pontos de interseção das linhas dessa rede são denominados nós.

Ao invés de buscar uma função admissível que satisfaça as condições de contorno para todo o domínio, no método dos elementos finitos as funções admissíveis são definidas no domínio de cada elemento finito.

Para cada elemento finito i , é montado um funcional Π_i que somado aos dos demais elementos finitos, formam o funcional Π para todo o domínio:

$$\Pi = \sum_{i=1}^n \Pi_i \quad (3.7)$$

Para cada elemento i , a função aproximadora é formada por variáveis referidas aos nós do elemento (parâmetros nodais) e por funções denominadas de funções de forma. Assim, a função aproximadora v tem a forma:

$$v = \sum_{j=1}^m a_j \phi_j \quad (3.8)$$

Onde a_j são os parâmetros nodais de e ϕ_j as funções de forma.

O funcional Π passa a ser expresso por:

$$\Pi(a_j) = \sum_{i=1}^n \Pi_i(a_j) \quad (3.9)$$

Segundo Soriano (2003) a condição de estacionariedade irá fornecer as equações diferenciais e as condições de contorno do problema de meio contínuo. Buscando uma solução aproximada para a condição de estacionariedade de um funcional é o mesmo que buscar uma solução aproximada para as correspondentes equações diferenciais. No método Rayleigh-Ritz arbitra-se uma solução aproximada para o campo de deslocamentos, no domínio do problema de meio contínuo, em função de parâmetros generalizados a serem determinados com a condição de mínimo. No método de elementos finitos, a solução aproximada de deslocamentos é arbitrada em cada subdomínio, denominado “elemento finito” em função dos deslocamentos dos seus pontos nodais, deslocamentos esses que são denominados com a referida condição de mínimo.

Então a condição de estacionariedade ($\delta\Pi = 0$) gera, como no método de Rayleigh-Ritz, um sistema de equações algébricas lineares, tal como:

$$\delta\Pi(a_j) = \sum_{i=1}^n \delta\Pi_i(a_j) = \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m \frac{\partial \Pi_i(a_j)}{\partial (a_j)} \quad (3.10)$$

A solução deste último sistema de equações dá os valores dos parâmetros nodais a_j que podem ser deslocamentos, forças internas, ou ambos, dependendo da formulação do método dos elementos finitos que se utiliza.

Se o campo de deslocamentos é descrito por funções aproximadoras e o princípio da mínima energia potencial é empregado, as incógnitas são as componentes nodais e o método dos elementos finitos é denominado de *método dos elementos finitos, modelo dos deslocamentos* ou *modelo de rigidez*.

Se o campo de tensões ou esforços internos é representado por funções aproximadoras, as incógnitas são tensões ou esforços internos nodais e o método dos elementos finitos é denominado de, *modelo das forças* ou *método dos elementos finitos, modelo da flexibilidade*, sendo utilizado o princípio da mínima energia complementar.

Nos métodos mistos, as funções aproximadoras são expressas em termos de deslocamentos e forças internas ou tensões e são derivadas de princípios variacionais generalizados, como o *princípio de Reissner*, conforme foi relatado por Assan (1999).

Segundo Neto (2006), o método dos Elementos Finitos (MEF) é seguramente o processo que mais tem sido usado para a discretização de meios contínuos. A sua larga utilização se deve também ao fato de poder ser aplicado, além dos problemas clássicos da mecânica estrutural elástico-linear para os quais foi o método inicialmente desenvolvido, também para problemas tais como:

- problemas não lineares, estáticos ou dinâmicos;
- mecânica dos sólidos;
- mecânica dos fluidos;
- eletromagnetismo;
- transmissão de calor;
- filtração de meios porosos;
- campo elétrico;
- acústica; etc.

Além disso, pode-se afirmar também que o MEF é muito utilizado face à analogia física direta que se estabelece, com o seu emprego, entre o sistema físico real (a estrutura em análise) e o modelo (malha de elementos finitos).

Conforme Neto (2006), trata-se também, de uma arquitetura básica de programas computacionais onde a grande atração que o método dos elementos finitos exerce sobre os mais variados usuários impulsiona uma procura crescente por programas com mais variadas aplicações. Todo programa de elementos finitos deve ter pelo menos cinco etapas, quais sejam: A entrada de dados, a superposição das matrizes e vetores do elemento, a imposição das condições de contorno, a solução do sistema de equações e a saída dos resultados.

A fase da entrada de dados é uma das mais sofisticadas etapas de um programa de elementos finitos moderno. Basicamente, nesta fase são introduzidos no programa o número de nós, o número de elementos, a conectividade dos elementos, as coordenadas dos nós, as constantes do material e as constantes geométricas do problema. Além disso, a leitura das condições de contorno pode ser feita nesta fase, como também as condições de carregamento podem ser aqui inseridas. O que torna esta fase sofisticada (se bem que facilmente utilizável pelo usuário) nos programas modernos são os mecanismos de geração automática de malha, que produzem efeitos contundentes na qualidade dos resultados. Cite-se aqui, entre outros, os geradores de malha sensíveis à geometria a ser discretizada e os geradores de malha de refino, usando medidas de erro da solução do problema em um passo anterior.

A fase de superposição de matrizes e vetores de carga do elemento é direta, sem grandes segredos, a não ser quando a superposição deva ser feita tendo em vista um método de solução especial. Esta fase, evidentemente, contém as fases de geração das matrizes de rigidez do elemento e dos vetores de carga.

A fase de imposição das condições de contorno também é livre de complicações, podendo variar o modo como se fará esta alteração das equações globais da estrutura a ser estudada.

Também a fase da solução do sistema de equações que representa a estrutura estudada é uma etapa direta, podendo variar os tipos de métodos de solução, que são muitos. Citam-se entre os mais usados, o método de eliminação de Gauss, o método Skyline e o método da solução frontal. Cada um destes métodos tem suas vantagens e desvantagens, cabendo ao usuário uma detalhada análise para a escolha do método mais apropriado, quando da montagem de um programa. Quando o usuário está utilizando um programa estabelecido, o conhecimento desta fase é advindo apenas de mera consciência profissional.

A fase de saída de resultados também é uma das mais sofisticadas etapas em modernos programas de elementos finitos, segundo Neto (2006). A saída de resultados pode ser feita apenas pela impressão de números, que devem ser interpretados pelo usuário. No entanto, qualquer programa moderno, que tenha ambições de se estabelecer no mercado, deve possuir saídas gráficas, que facilitem e acelerem o uso e interpretação dos resultados. Deve-se aqui citar o uso intensivo de programas de elementos finitos no campo de CAE/CAD/CAM, tornando-se a saída gráfica um imperativo.

Diversos programas computacionais simulam elementos finitos, como por exemplo, o Ansys, Cosmos, SAP, Deform 2D, Deform 3D e muitos outros.

Após pesquisas realizadas a respeito de trabalhos científicos que tratam do assunto abordado por esse trabalho, a descoberta feita é que existem poucas ou nenhuma pesquisa sobre o comportamento do ADI obtidos a partir da utilização de *softwares* de elementos finitos. Por se tratar da medição de tensões residuais e distribuição de deformações em corpo-de-prova para fadiga com deformação superficial induzida o *software* mais apropriado será o DEFORM 3D™.

Capítulo 4: Material e Métodos

Neste capítulo serão apresentados os tópicos abaixo:

- 4.1 Apresentação do *software* Deform 3D™
- 4.2 Procedimentos Experimentais.
- 4.3 Corpos-de-prova para roleteamento.
- 4.4 Simulação numérica do processo de roleteamento em corpos-de-prova.

4.1 Apresentação do *software* Deform 3D™

Conforme o manual do usuário o *software* Deform 3D™, versão 10.1, este sistema de simulação de processos baseado no método dos elementos finitos (MEF), é projetado para analisar vários modelos e processos de tratamentos térmicos utilizados na indústria metal-mecânica. Esta ferramenta permite aos projetistas e engenheiros simularem processos de fabricação em computadores com:

- redução da necessidade de ensaios em laboratórios e retrabalho em ferramentas de processos;
- melhorar as ferramentas do projeto de matrizes para reduzir custos de material e produção;
- reduzir o tempo de desenvolvimento e fornecimento de um novo produto ao mercado.

Diferentemente da proposta geral dos códigos de métodos dos elementos finitos, o Deform 3D™ é adaptado para modelagem de deformação. Com uma interface gráfica amigosa fornecendo uma fácil introdução dos dados, a análise passa a ser focada, não na aprendizagem de sistemas de computadores, mas na modelagem final. O componente chave é um sistema totalmente automático, otimizando o sistema de remalhamento para problemas de grandes deformações.

O Deform 3D™ (HT) adiciona a capacidade de modelar processos de tratamento térmicos incluindo normalização, recozimento, têmpera, revenido, envelhecimento e cementação. Podendo dizer antecipadamente a dureza, tensão residual, deformação em tempera e outras importantes características dos materiais e/ou mecânicas das peças tratadas termicamente.

O *software* tem como principais aplicativos:

- Deform – 2D: capaz de modelar planos de tensão ou de partes axissimétricas com um modelo simples bidimensional. Contendo as mais recentes inovações em métodos dos elementos finitos, adequado à produção ou a pesquisa.
- Deform – 3D: modelagem de complexos modelos de fluxos de tensão em três dimensões. Ideal para peças que não podem ser simplificadas em um modelo de duas dimensões.
- Deform – F2 (2D): modela em duas dimensões, com simetria radial, problemas de planos de tensões. Ideal para pequenas e médias peças a serem forjadas ou repuxadas.
- Deform – F3 (3D): ferramenta de modelagem tridimensional em processos de forjamento a frio ou a quente.
- Deform – HT: capaz de modelar os efeitos do tratamento térmico incluindo dureza, fração volumétrica da estrutura metálica, distorções, tensões residuais e quantidade de carbono.

4.2 Procedimentos Experimentais

Dias (2006) forneceu o material para determinar as propriedades mecânicas do ADI de acordo com a norma ASTM A 897(2006), onde se obteve os resultados do ensaio de tração, uma vez que este ensaio foi realizado com a utilização de extensometria.

Estas propriedades à tração foram determinadas em uma máquina universal de ensaios marca MFL, com capacidade para 600kN, hidráulica e microprocessada. Foi realizado um ensaio de tração utilizando extensometria. O mesmo foi retirado quando se atingiu 2% de deformação total. A determinação do alongamento total foi obtida pela marcação do alongamento inicial no corpo-de-prova

Os dados de força e alongamento obtidos permitiram determinar o módulo de elasticidade, o levantamento da curva tensão deformação de engenharia, limite de escoamento a 0,2% de deformação plástica, limite de resistência e o limite de ruptura. Através da curva tensão deformação de engenharia foi possível calcular a curva tensão versus deformação verdadeira, (σ_v, ϵ_v) , e assim entrar com esta última curva no *software* DEFORM 3D da Scientific Forming Technologies Corporation.

Na tabela abaixo os valores para classificação do ferro fundido nodular austemperado conforme a norma ASTM A 897 (2005) e a página na internet dedicada aos ferros fundidos nodulares, onde o material fornecido por Dias (2006), teve como classificação o grau 1, e juntamente com os dados obtidos no ensaio de tração preparados para serem importados pelo Deform 3D™.

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 e 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 (2005) e www.ductile.org

A composição química do ADI, é indicada na tabela 4.2, conforme obtido por Dias, (2006)

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 Austemperado.

Fonte: Dias, (2006).

Dias (2006), realizou ensaios micrográficos do ADI, onde se visualiza a microestrutura, do material, utilizado neste trabalho, na figura 4.1.

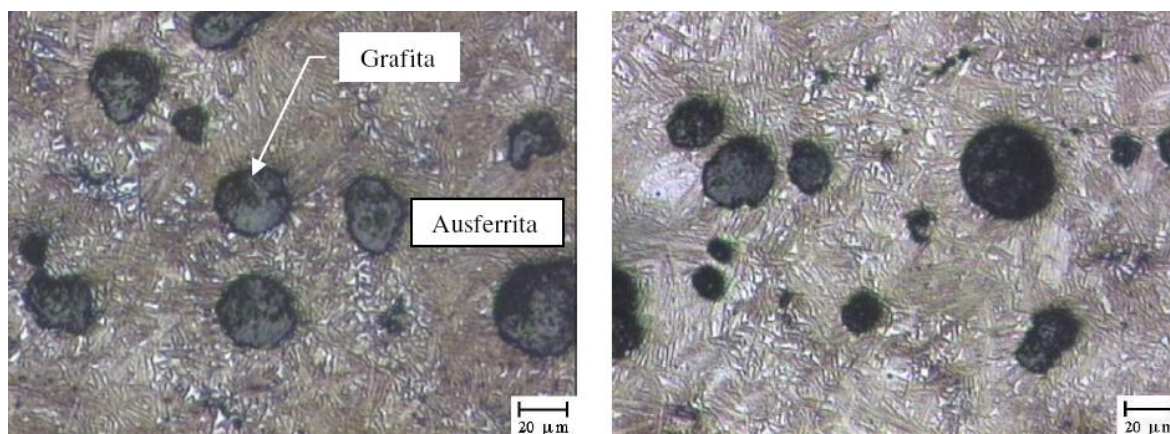


Figura 4.1: Microestrutura do ferro fundido nodular após tratamento de austêmpera.

Fonte: Dias, (2006)

4.2 Corpo-de-prova para ensaio de fadiga e roletes

Conforme Franco (2010), e Maluf (2002) que utilizaram corpos-de-prova de ensaio de fadiga para realizar o procedimento experimental de roleteamento. Realizando um raio de 1,2 mm no centro do corpo-de-prova para roleteamento em tornos mecânicos e com aplicação de carga de 800N, obtendo assim, um aumento expressivo na resistência à fadiga. A partir deste procedimento experimental foram realizados desenhos em SOLIDWORKS®, do corpo-de-prova para ensaio de fadiga conforme a norma ASTM E 466 (2007), que na figura 4.2 e 4.3 apresenta as dimensões dos corpos-de-prova para ensaio de fadiga com e sem roleteamento, e na figura 4.4 o projeto do dispositivo realizado por Maluf (2002).

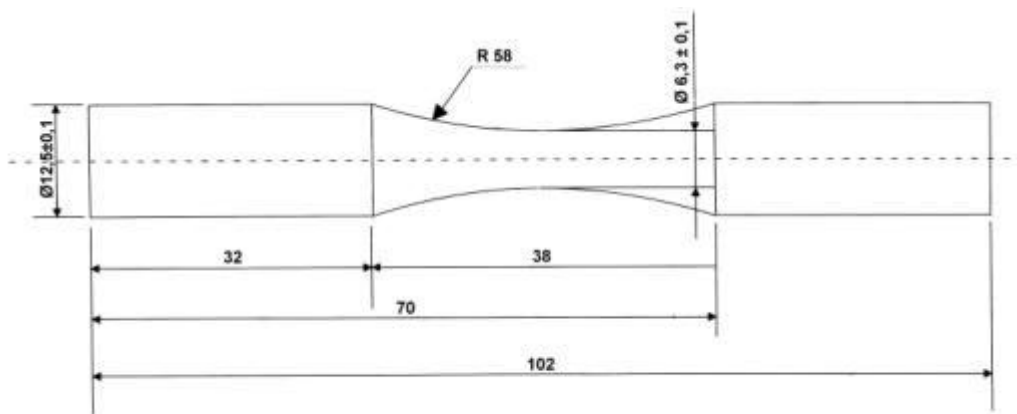


Figura 4.2: Corpo-de-prova para ensaio de fadiga sem roleteamento.
Fonte: ASTM E 466 (2007).

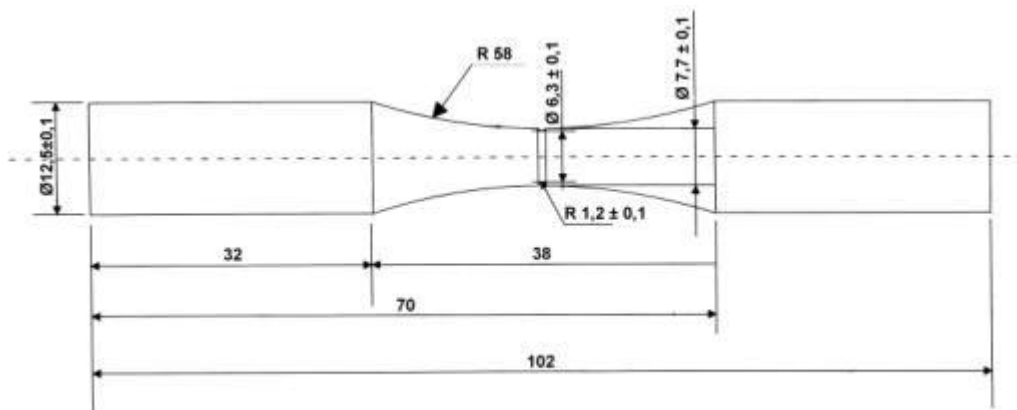


Figura 4.3: Corpo-de-prova para ensaio de fadiga com roleteamento.
Fonte: Franco (2010)

Pelo projeto realizado por Maluf (2002), na figura 4.4 o efeito entalhe foi praticamente eliminado quando da aplicação de 2390N em 250 voltas sendo que o aumento do limite de fadiga, quando comparado com o corpo de prova sem entalhe foi de 61%. Esta mudança de desempenho ocorreu em virtude da introdução de tensões residuais compressivas que se contrapuseram às tensões trativas aplicadas, fazendo com que o pico de tensões residuais trativas fosse deslocado da superfície para o interior, dificultando assim a nucleação e a propagação da trinca por fadiga na raiz do

entalhe.

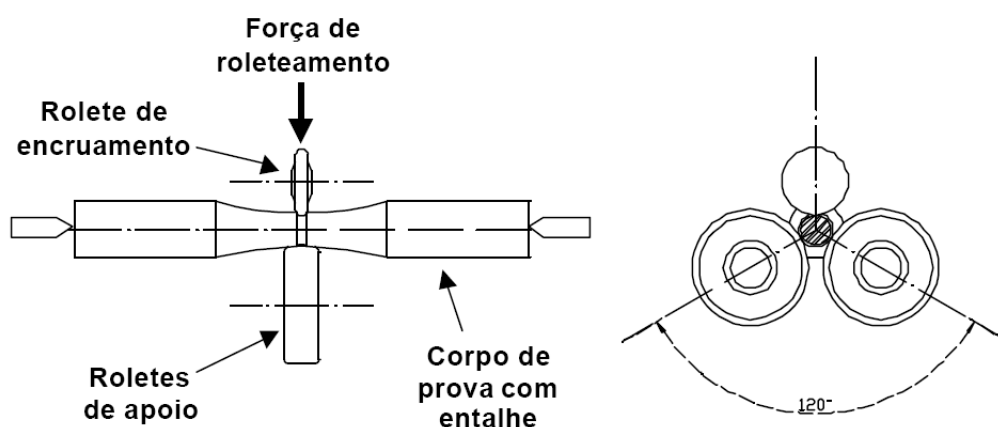


Figura 4.4: Dispositivo para o roleteamento dos corpos-de-prova de fadiga com entalhe.

Fonte: Maluf (2002).

Franco (2010), realizou procedimentos experimentais em corpos-de-prova para ensaio de fadiga, conforme figura 4.5, onde o roleteamento foi realizado em tornos mecânicos com aplicação de 800N e 700volts. Os resultados apresentados por Franco (2010) mostram um aumento de 5,94% na resistência à fadiga, quando comparados com o mesmo ferro fundido austemperado sem roleteamento. Favorecendo a utilização da deformação superficial induzida em projetos cujos raios de concordância estão submetidos a cargas alternadas como é o caso de eixos virabrequins.

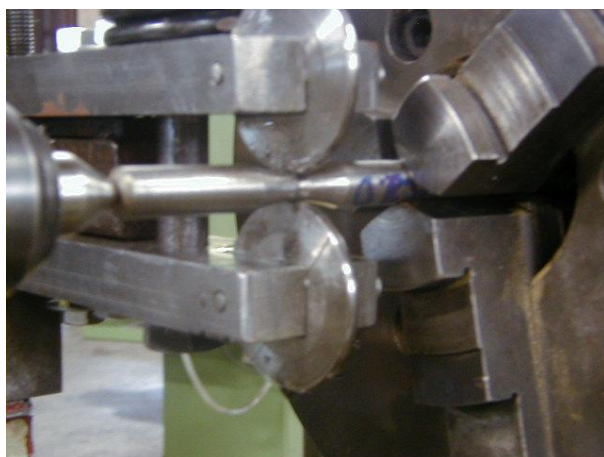


Figura 4.5: Roleteamento em corpos-de-prova para ensaio de fadiga.

Fonte: Franco, (2010).

Com o propósito de analisar as tensões e deformações induzidas pelo processo de roleteamento e baseando no trabalho realizado por Franco (2010), foi idealizada a simulação no DEFORM 3D™.

A partir da figura 4.2 foi realizado o desenho em três dimensões do corpo-de-prova para ensaio de fadiga com roleteamento, figura 4.6, sendo este inserido no DEFORM 3D™.

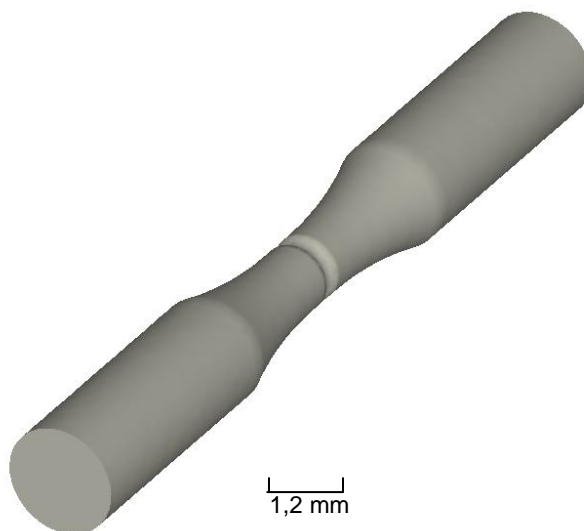


Figura 4.6: Desenho 3D em SolidWorks® que foi inserido no DEFORM 3D™.
Fonte: Elaborado pelo autor

Na mesma ferramenta para desenho em 3D foram gerados os roletes ou apoios superior e inferior, conforme figura 4.4, com diâmetro de 50mm, raio de curvatura igual a 1,2mm e espessura de 2,2mm que foram posicionados simetricamente conforme a figura 4.7.

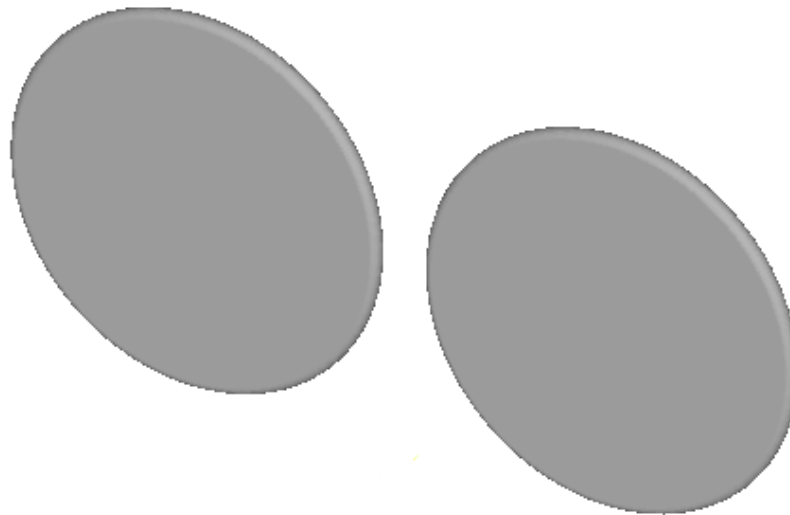


Figura 4.7: Roletes ou apoio superior e inferior, em SolidWorks 3D, posicionados simetricamente, para serem inseridos no DEFORM 3D™.
Fonte: Elaborado pelo autor.

4.3 Simulação numérica do processo de roleteamento.

Nesta seção serão abordados todos os parâmetros utilizados para a simulação numérica com assistência do *software* de elementos finitos DEFORM 3D™. A implementação dos dados foram realizadas em três etapas, sendo elas:

- Primeira etapa: descrição da entrada de dados, refino da malha de elementos finitos, condições de contorno, posicionamento dos roletes, aplicação de força dos roletes no corpo-de-prova, introdução do material do corpo-de-prova, interferência e conectividade dos roletes com o corpo-de-prova;
- Segunda etapa: translação dos roletes em torno do corpo-de-prova, modificando o eixo de translação através das medidas do centróide de área do corpo-de-prova. Comparação da força total em um nó, aplicada na primeira e na segunda etapa.
- Terceira etapa: afastamento dos roletes para visualização das tensões residuais e distribuição das deformações no corpo-de-prova.

Após a simulação foram analisadas as seguintes tensões e deformações para o sentido longitudinal:

- Deformação efetiva ($\varepsilon_{\text{efet.}}$). Também chamadas de principais, ou seja quando os eixos coordenados coincidem com as direções principais, podendo ser definida pela seguinte equação 4.1, conforme Dieter (1981):

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

- Deformação em x (ε_x).
- Tensão efetiva ($\sigma_{\text{efet.}}$). Que também são chamadas de principais, e existe a coincidência dos eixos coordenados com as direções principais, e pode ser definida pela equação 4.2, conforme Dieter (1981):

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

- Tensão média (σ_m). Representada pela equação 4.3:

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

- Tensão na direção x (σ_x);
- Tensão na direção y (σ_y).

No seção transversal foram observados:

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

4.3.1 Primeira etapa do processo de simulação numérica

Após a confecção da geometria sólida do corpo-de-prova no Solidworks, e esta salva na extensão Stereolithograph (STL), foi implementado no pré-processador do programa Deform 3D™, através da importação de geometria para a peça de trabalho foi introduzido o corpo-de-prova no programa. O passo seguinte foi a criação do apoio superior e inferior, também no SolidWorks e exportados com extensão STL, para apoio superior e inferior no pré-processador do DEFORM 3D™.

Ainda no pré-processador no ícone de posicionamento de objetos foram reposicionados os dois roletes para que eles ficassem exatamente centralizados no eixo "Y". Os roletes ou apoios estão afastados um do outro a uma distância superior ao diâmetro da região a ser estudada do corpo-de-prova, ou seja, os roletes ainda não têm interferência ou conectividade com o corpo-de-prova conforme figura 4.8.

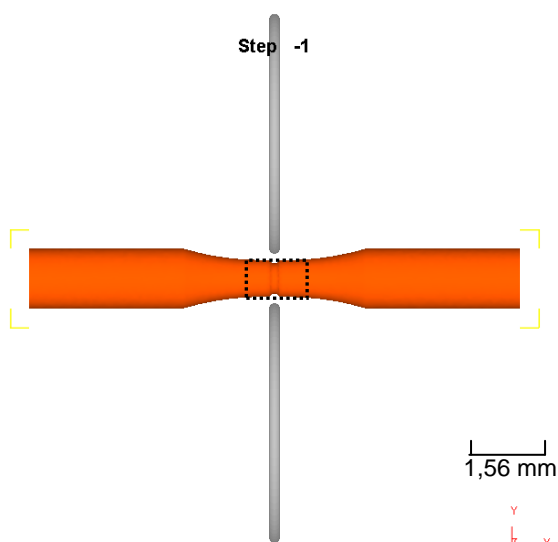


Figura 4.8: Corpo-de-prova e roletes introduzidos no DEFORM 3D™, pré-processador. A região pontilhada indica o local a ser analisado.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Retornando à peça de trabalho que neste caso é o corpo-de-prova para fadiga apresentado na figura 4.3, foi definido como um material elasto-plástico. Na determinação do material como elasto-plástico definiu-se também a solução pelo método Newton-Raphson.

A próxima etapa foi da geração da malha de elementos finitos, sendo introduzido 70.000 elementos e fator de relação de tamanho igual a 2 em uma malha tetraédrica e ativada a função de malha fina internamente. Foi definida uma janela de refino da malha para melhorar a velocidade de processamento e avaliar melhor a região a ser estudada, com fator de relação de tamanho externo à janela igual a 0,01, proporcionando um número de nós de 10397 e 8650 polígonos superficiais, totalizando 47809 elementos na superfície 3D como pode ser visto na figura 4.9. A figura 4.10 apresenta o corpo-de-prova em corte na seção transversal mostrando o refino interno da malha.

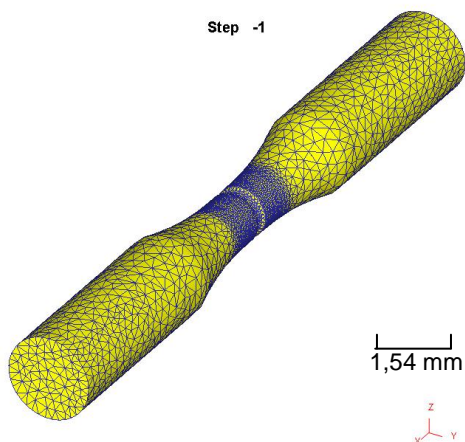


Figura 4.9: Malha gerada, mostrando na região mais escura o refino da malha.

Fonte: Elaborado pelo autor.

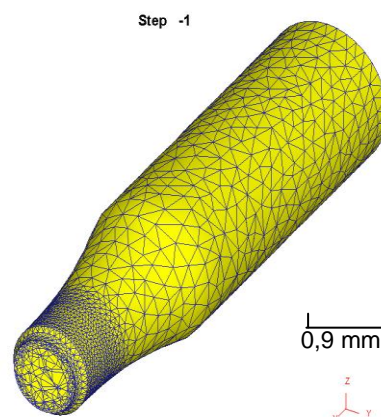


Figura 4.10: Corte na seção transversal mostrando o refino da malha internamente.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Para definir as condições de contorno para o corpo-de-prova adotou-se no critério de deformação, item velocidade, fixada em zero para os eixos Y e Z e deixando-a livre para o sentido X, mantendo a temperatura constante de 20°C. Os roletes foram tratados como materiais rígidos uma vez que o foco do estudo estava voltado para o corpo-de-prova e não os roletes.

Na barra de ferramentas do pré-processador em posicionamento do objeto, item interferência, realizou-se a aproximação dos roletes ao corpo-de-prova na direção Y e -Y, adotando uma interferência de 0,0001mm tendo como referência o corpo-de-prova. A aplicação de força dos roletes ao corpo-de-prova foi determinada em 800N. A direção da força de -Y para o rolete superior e de Y para o rolete inferior.

Após a definição do coeficiente de atrito igual a zero entre rolete e corpo-de-prova, realizou-se também a conexão das três partes, corpo-de-prova e roletes. Na figura 4.11 é apresentado a montagem final da primeira etapa e o ponto de conexão entre o rolete superior e o corpo-de-prova.

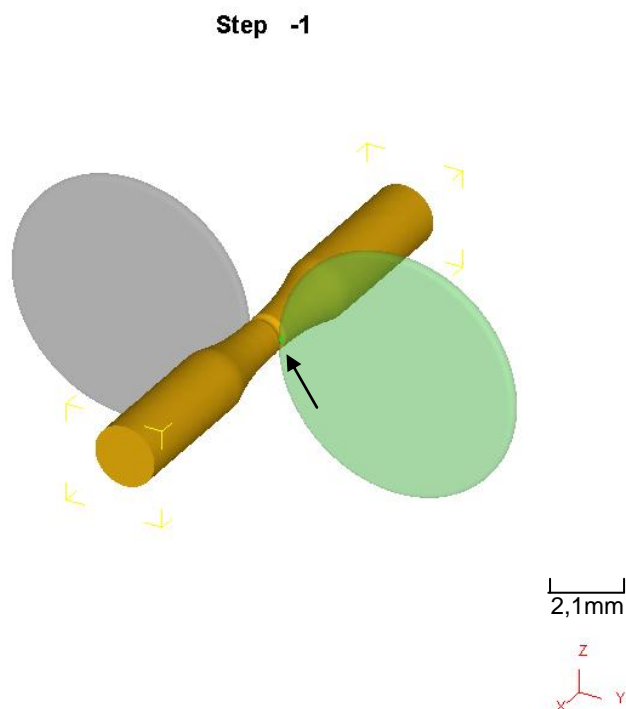


Figura 4.11: Montagem final. A indicação em destaque mostra o ponto de conexão entre o rolete e o corpo-de-prova.

Fonte: Elaborado pelo autor

O controle de simulação determinado para esta primeira etapa foi de 30 passos com um incremento de tempo de 2 segundos a cada passo gerando uma duração do processo de 60 segundos no total.

4.3.2 Segunda etapa do processo de simulação numérica

Após a finalização da primeira etapa retorna-se ao pré-processador onde este é modificado o movimento do rolete. Nesta etapa a força aplicada dos roletes ao corpo-de-prova é zero, mas é realizada a translação no eixo X com velocidade de 15rpm tendo como centro de referência o mesmo do centróide de área do corpo-de-prova. O centróide de área medido estará modificado pela deformação causada pela aplicação de força de 800N.

O controle de simulação ficou definido em 400 passos com incremento de tempo de 0,02 segundos, para um processo com duração de 8 segundos, ou seja duas voltas completas com uma velocidade de translação de 15rpm.

A realização da verificação de força aplicada no nó foi por comparação do último passo da primeira etapa na direção Y com o último passo na direção Z.

4.3.3 Terceira etapa do processo de simulação numérica

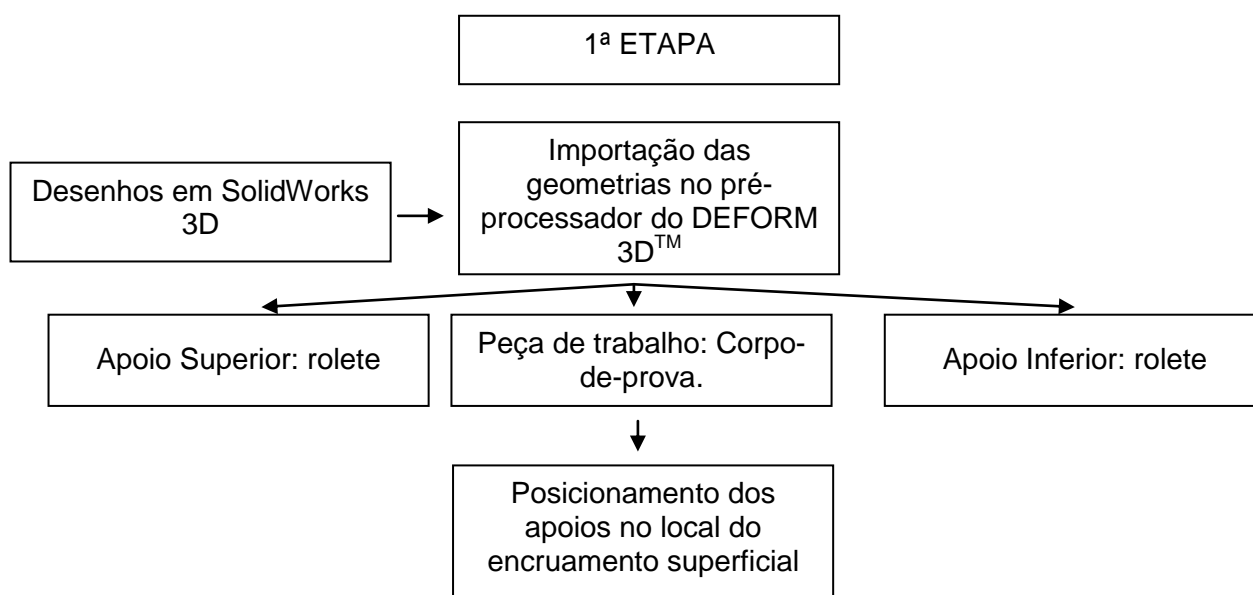
A última etapa da implementação da simulação teve como prioridade o afastamento dos roletes do corpo-de-prova. Para isto foi necessário desconectar os roletes do corpo-de-prova e aplicar um incremento de tempo de 2 segundos em oito passos, gerando um tempo total de 16 segundos. Este tempo foi determinado através do aumento do número de passos até que as tensões e deformações continuassem constantes. Mostrando que a eliminação da deformação elástica, uma vez que não existia mais carga aplicada, à medida que o tempo aumentava.

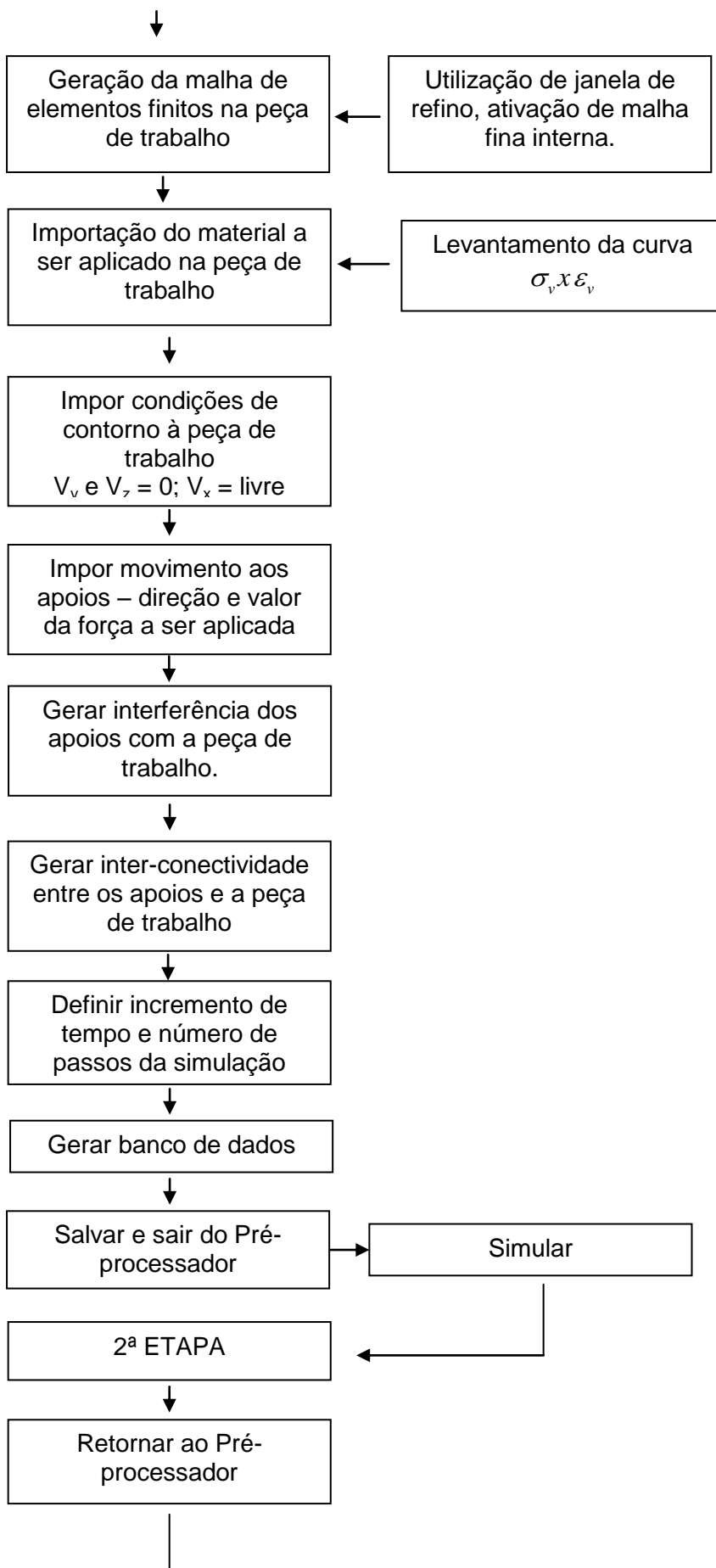
Com o afastamento dos roletes tornou possível a visualização das deformações e tensões residuais tanto no sentido longitudinal quanto transversal.

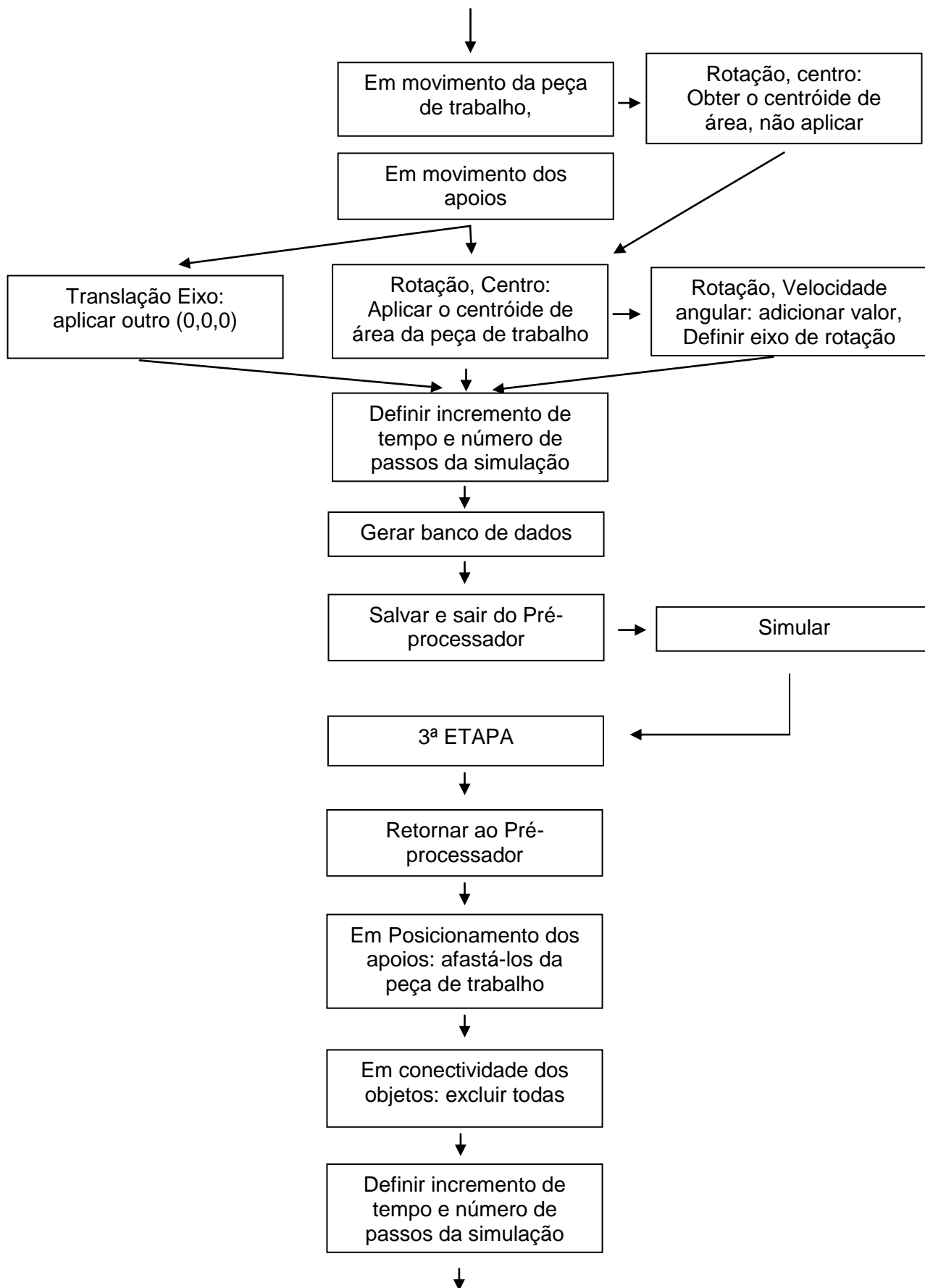
4.4 Finalização da implementação da simulação

Todo o processo de implementação da simulação foi realizado 10 vezes, ou seja realizou-se todas as etapas anteriores para se obter um mínimo de 20 voltas dos roletes em torno do corpo-de-prova.

4.5 Fluxograma da simulação numérica







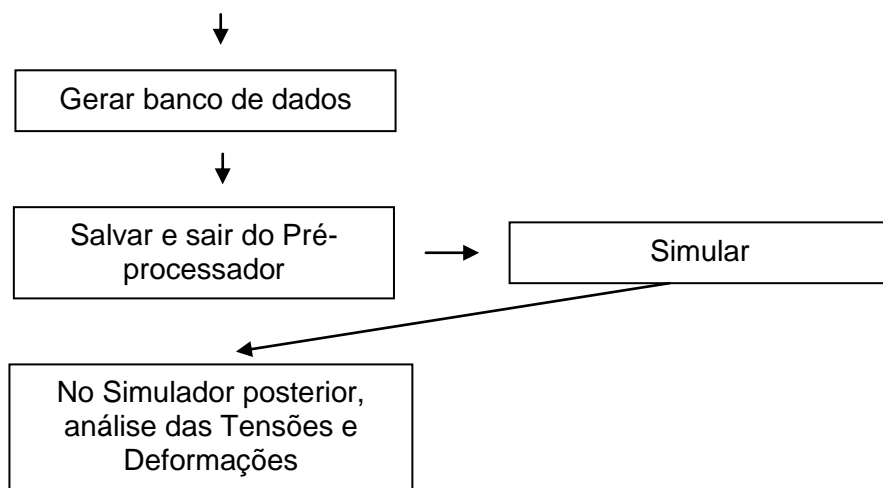


Figura 4.11: Fluxograma do processo de simulação.
Fonte: Elaborado pelo autor.

Capítulo 5: Apresentação e discussão dos resultados

Neste capítulo serão apresentados os tópicos relativos a:

- 5.1 Resultados obtidos através de ensaio de tração.
- 5.2 Verificação da aplicação de força no processo de simulação.
- 5.3 Resultados da simulação numérica de roleteamento em corpo-de-prova de ferro fundido nodular austemperado no sentido longitudinal.
- 5.4 Resultados da simulação numérica de roleteamento em corpo-de-prova de ferro fundido nodular austemperado no sentido transversal.

5.1 Resultados obtidos no ensaio de tração

As propriedades à tração do ferro fundido nodular austemperado foram determinadas no material cedido por Dias (2006). O ensaio de tração foi realizado no Laboratório Metalográfico da Universidade de Itaúna possibilitando caracterizar o material, obtendo assim, os parâmetros a serem inseridos no *software*.

Foi utilizado 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. Realizou-se marcações no corpo-de-prova de 50mm para se obter o alongamento total após a ruptura. O gráfico 5.1 apresenta o resultado do ensaio de tração realizado em uma máquina de ensaios universal com extensometria, onde foram obtidos os dados relativos a tempo, tensão e deformação de engenharia no corpo-de-prova ensaiado. A retirada do extensômetro com 2% de deformação se fez necessária para evitar a ruptura do corpo-de-prova com o instrumento, evitando danificá-lo. A partir de 2% de deformação foram coletados os dados relativos aos limites de resistência e ruptura.

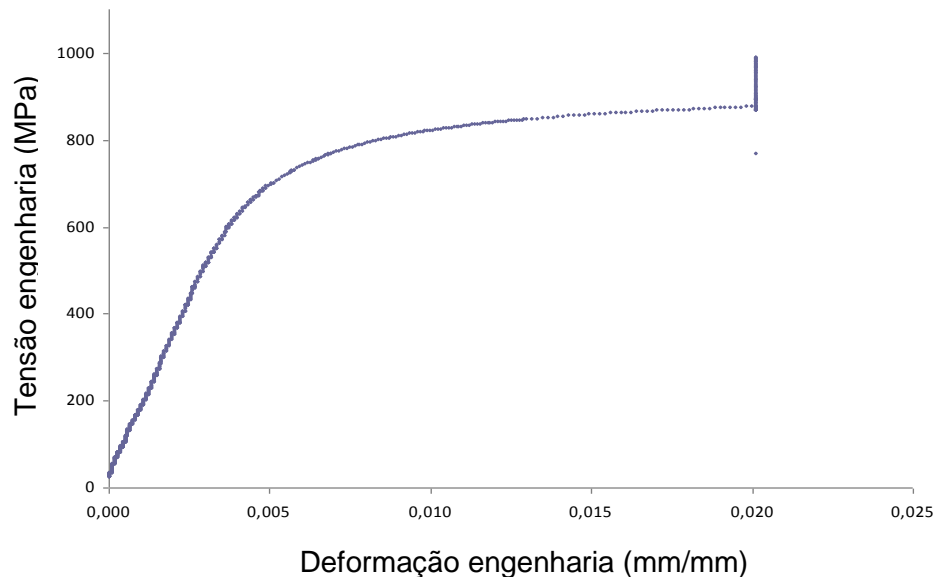


Gráfico 5.1: Ensaio de tração em corpo-de-prova de ferro fundido austemperado. Material fornecido por Dias (2006).
Fonte: Elaborado pelo autor.

Através dos dados do gráfico 5.1 foi obtido o gráfico 5.2 onde se determinou o módulo de elasticidade do ferro fundido nodular austemperado.

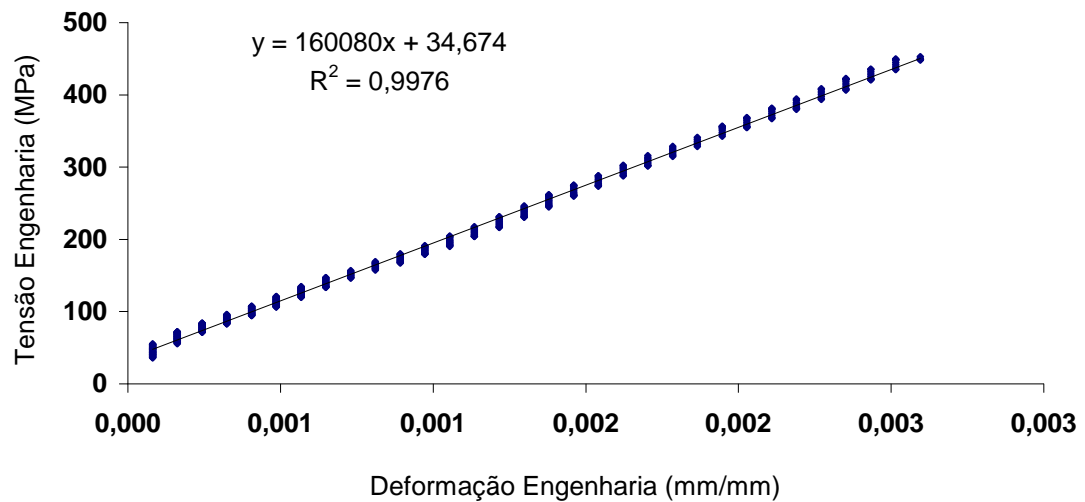


Gráfico 5.2: Retas de regressão ajustada aos dados do gráfico 5.1 possibilitando a determinação do módulo de elasticidade do ferro fundido austemperado.
Fonte: Elaborado pelo autor.

A equação 5.1 foi obtida por regressão linear simples dos dados de ensaio de tração. Obteve-se um coeficiente de determinação $R^2 = 0,9976$, conforme apresentado no gráfico 5.2. O valor do módulo de elasticidade, $E = 160080\text{MPa}$, obtido pela regressão foi inserido na biblioteca do Deform 3D™.

$$y=160080.x+34,674 \quad (5.1)$$

Em seguida, levantou-se a curva tensão x deformação verdadeira para determinação dos pontos a serem inseridos no *software*, conforme apresentado no gráfico 5.3

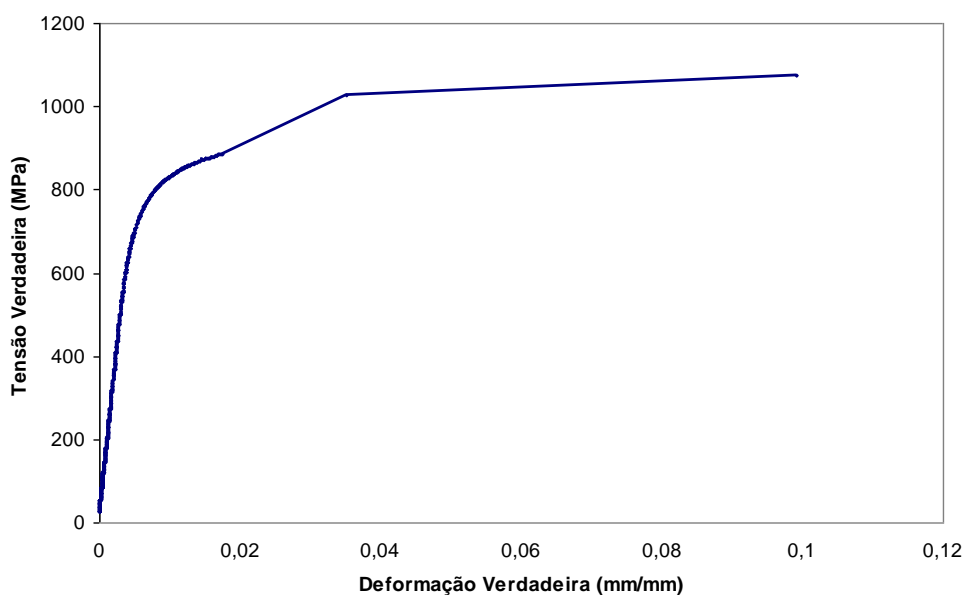


Gráfico 5.3 : Curva tensão x deformação verdadeira.
Fonte: Elaborado pelo autor.

Uma vez determinado o limite de proporcionalidade através do gráfico 5.1, foi traçada a curva onde se definiu os pontos a serem introduzidos no Deform 3D™, que são representados pela tabela 5.1 e gráfico 5.4.

Deformação Verdadeira (mm/mm)	Tensão Verdadeira (MPa)	Ocorrência
0	0	
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 5.1: Dados inseridos no Deform 3D™.
Fonte: Elaborado pelo autor.

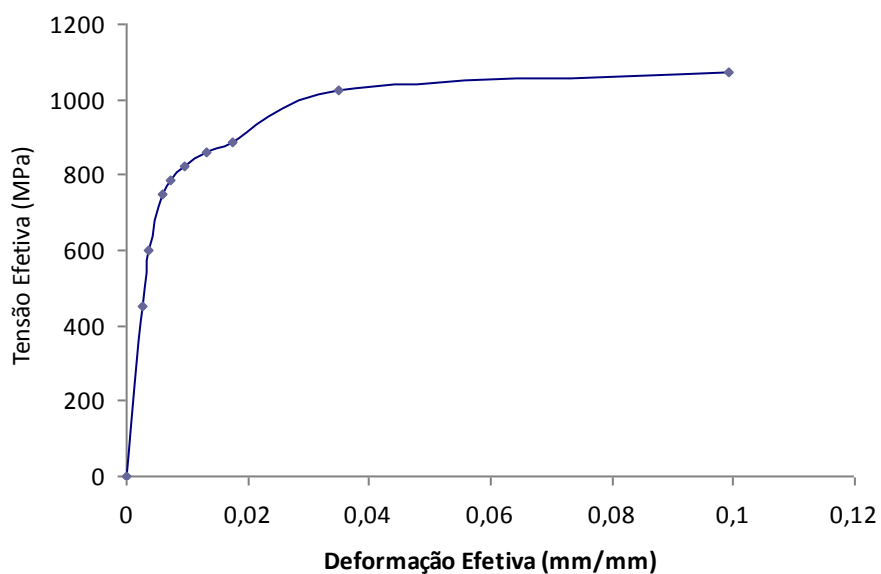


Gráfico 5.4: Gráfico dos pontos inseridos na biblioteca do Deform 3D™.
Fonte: Elaborado pelo autor.

Com os dados do ferro fundido nodular austemperado inseridos na biblioteca do *software*, foi possível realizar a simulação, descrita no capítulo anterior, cujos resultados serão apresentados a seguir.

5.2 Verificação da força durante o processo de simulação

No final da primeira etapa de simulação foi realizada a medição do novo centróide de área e estes valores inseridos como novo centro de translação para os roletes na segunda etapa. No pré-processador da segunda etapa o valor da força foi anulado, porém utilizando a deformação causada no centróide de área do corpo-de-prova para que houvesse a translação dos roletes, então o objetivo desta verificação é comparar a força total em um nó no final da primeira etapa com a força total em outro nó no final da segunda etapa, onde os roletes estão realizando a translação sob as coordenadas geradas pela deformação do centróide.

A verificação da aplicação de força foi realizada através da medição da força total aplicada em um nó no final da primeira etapa, onde o rolete permanecia na direção Y e comparada com a força total aplicada em um nó, na direção z porém na segunda volta da segunda etapa, ou seja, com os roletes em movimento. Este procedimento está representado na figura 5.1, onde é possível visualizar a força total máxima de 208N no final da primeira etapa, passo 30, e na figura 5.2 onde a força total máxima é de 252N na última passagem pela direção z, passo 380. O *software* permite não mostrar os roletes para melhor visualização da malha com os nós, na região de aplicação de força total, mostrado em cores mais claras. O destaque indica o nó analisado.

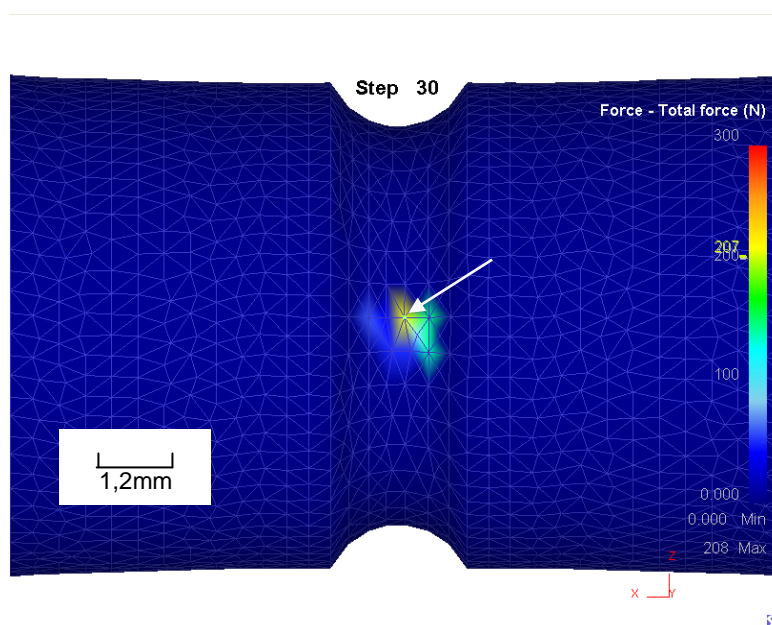


Figura 5.1: Força total no final da primeira etapa, sem apresentação do rolete, direção Y com destaque para o nó analisado.

Fonte: Elaborado pelo autor.

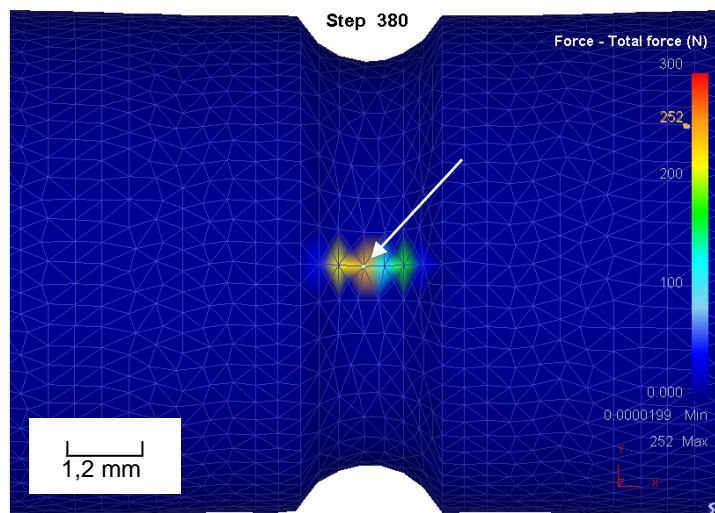


Figura 5.2: Força total na última passagem pela direção z, sem apresentação do rolete, onde a seta indica o nó analisado.

Fonte: Elaborado pelo autor.

5.3 Resultados da simulação numérica de roleteamento em corpo-de-prova de ferro fundido nodular austemperado no sentido longitudinal

Após a simulação foram definidos como parâmetros a serem analisados as deformações e tensões em um corte no sentido longitudinal passando pelo centro do corpo-de-prova. As análises foram realizadas considerando-se que o observador estava localizado no eixo z, conforme mostrado na figura 5.3.

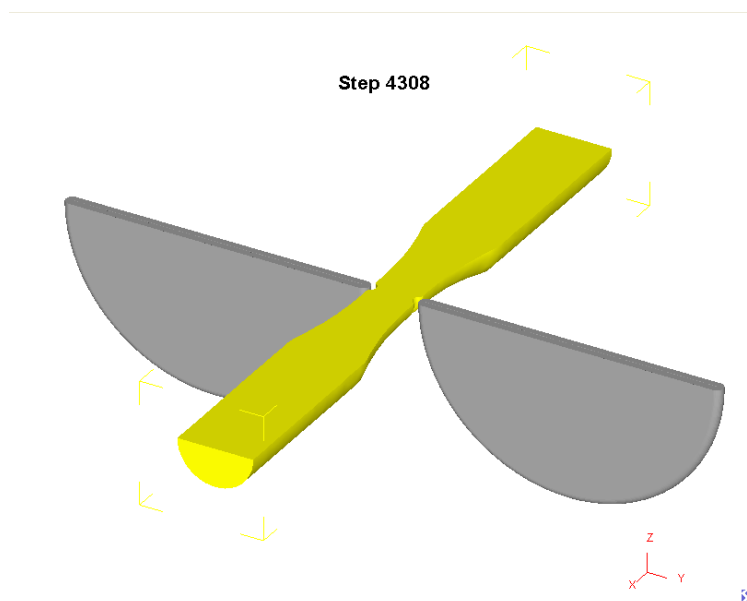


Figura 5.3: Corte longitudinal para análise das deformações e tensões.
Fonte: Elaborado pelo autor.

A figura 5.4 apresenta a deformação efetiva com a aplicação de carga de 800N no primeiro ciclo da simulação, onde já se pode notar uma deformação total de 38%, após duas voltas dos roletes. A figura 5.5 mostra o corpo-de-prova após a retirada da carga, afastamento dos roletes, no 10º ciclo de roleteamento e, na região em destaque. A figura 5.6 apresenta uma ampliação da região destacada na figura 5.5 mostrando a distribuição das deformações efetivas no entalhe roleteado.

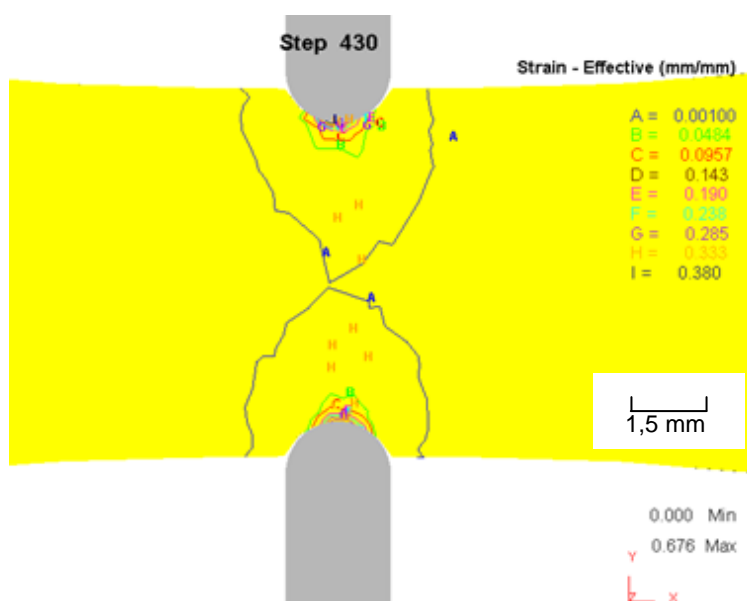


Figura 5.4: Isolinhas da deformação efetiva com aplicação da carga.
Fonte: Elaborado pelo autor.

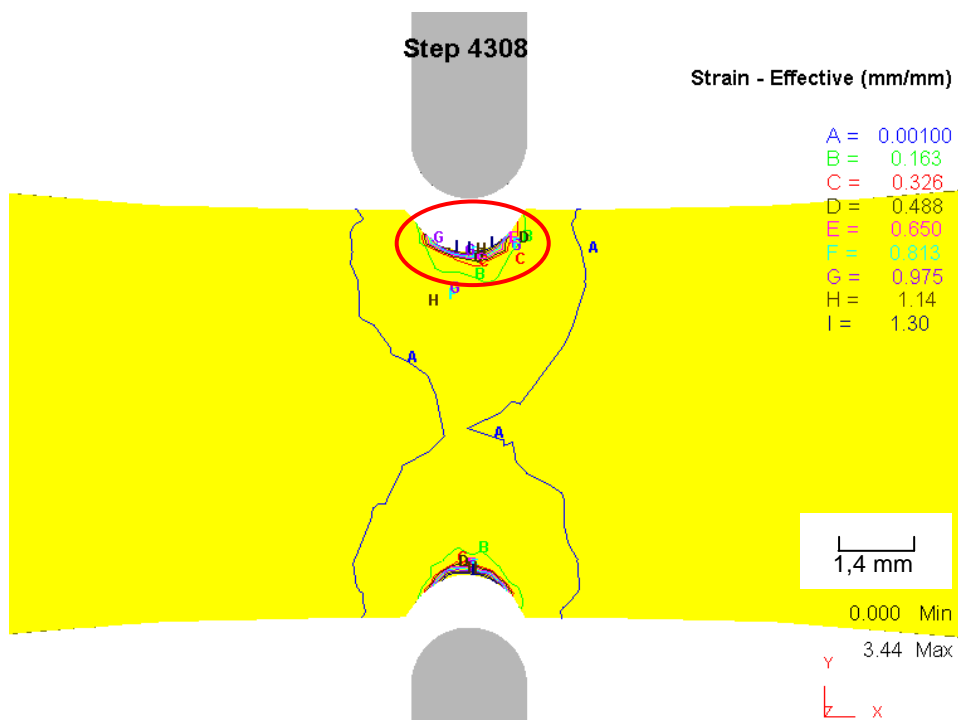


Figura 5.5: Isolinhas da deformação efetiva após a retirada da carga.
Fonte: Elaborado pelo autor.

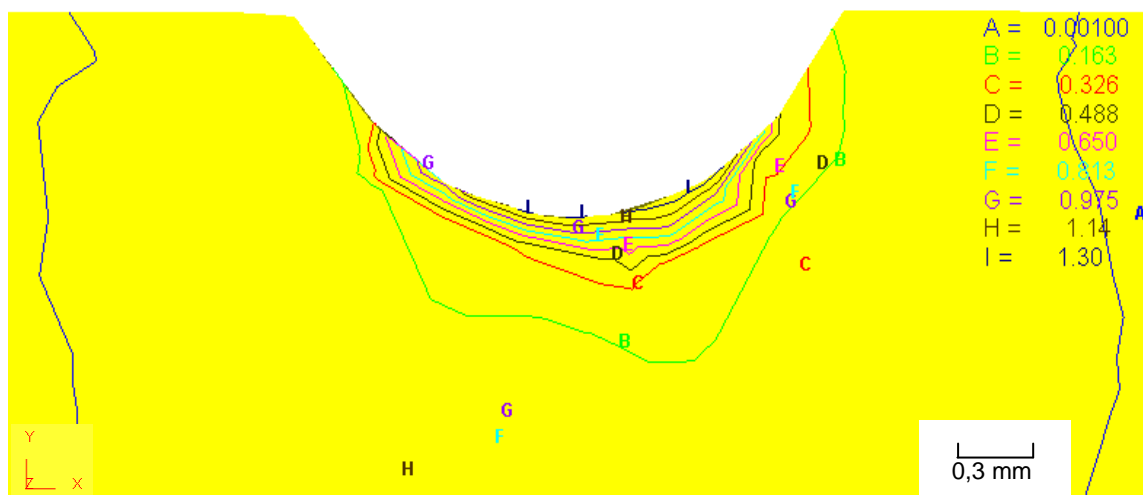


Figura 5.6: Ampliação das isolinhas da deformação efetiva residual da região em destaque na figura 5.5.
Fonte: Elaborado pelo autor.

O gráfico 5.5 apresenta a deformação efetiva residual no 10º ciclo após o afastamento dos roletes, onde é possível observar a redução da deformação efetiva em função da

profundidade do corpo-de-prova na região entalhada. O gráfico 5.6 mostra a evolução das deformações no corpo-de-prova após cada ciclo que consiste de aplicação de carga de 800N em duas voltas e afastamento dos roletes, tendo como consequência a retirada da carga. Observa-se que a deformação mínima mantém-se constante e a máxima continua aumentando, com uma pequena região apresentando valores de 130% de deformação.

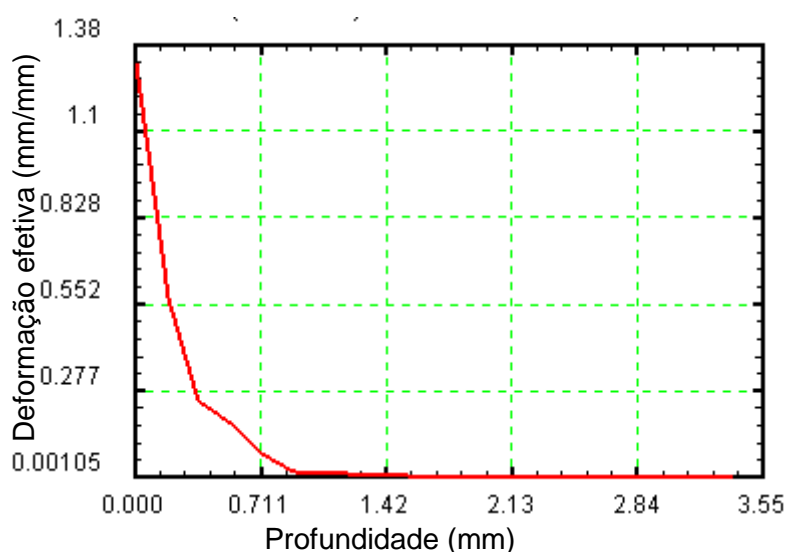


Gráfico 5.5: Redução da deformação efetiva em função da profundidade do corpo-de-prova no 10º ciclo.

Fonte: Elaborado pelo autor

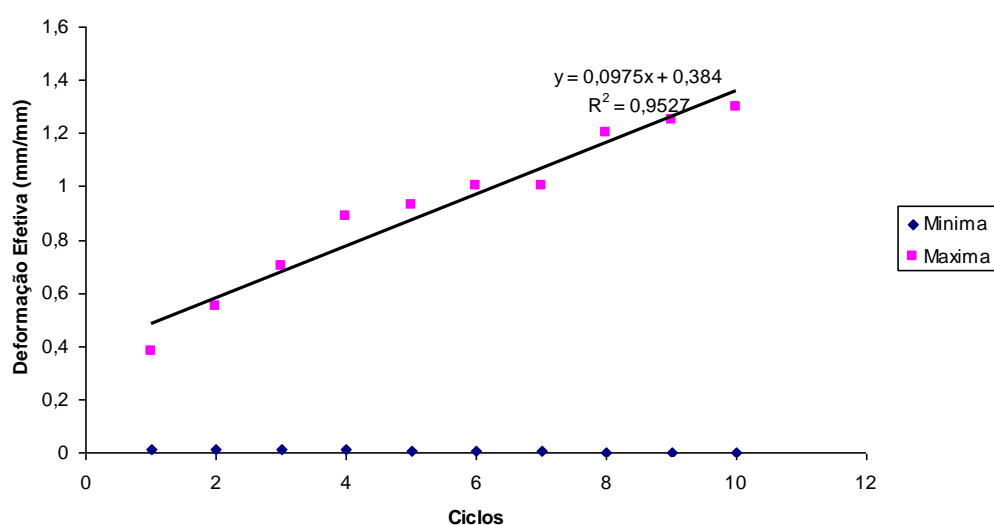


Gráfico 5.6: Evolução da deformação efetiva após 10 ciclos de aplicação de força. Fonte: Elaborado pelo autor.

Os resultados de deformação na direção x são os apresentados nas figuras 5.7 e 5.8.

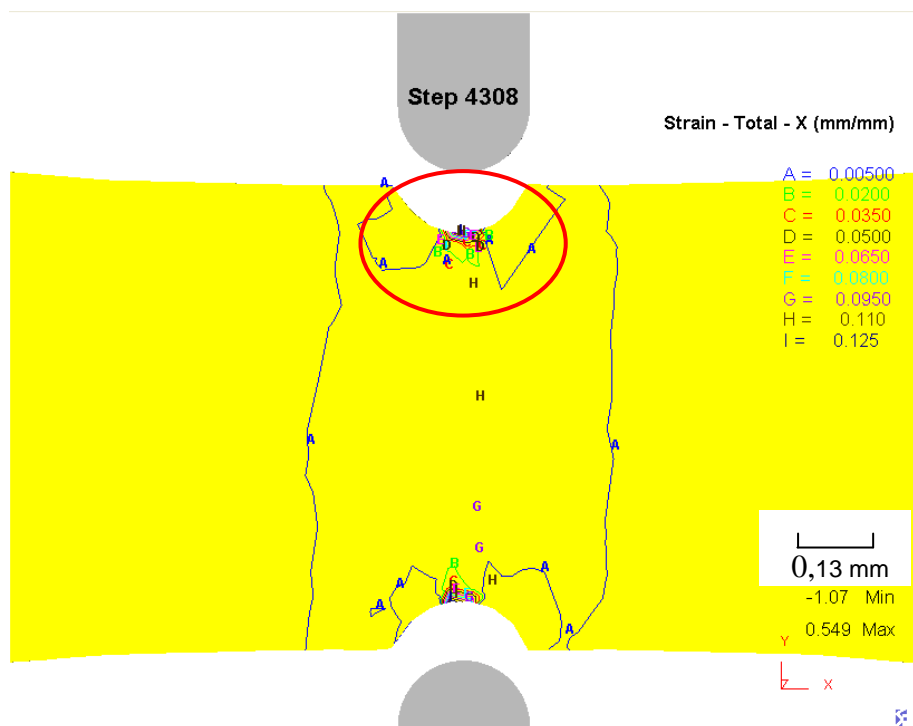


Figura 5.7: Isolinhas da deformação total na direção x, no último ciclo da simulação.
 Fonte: Elaborado pelo autor.

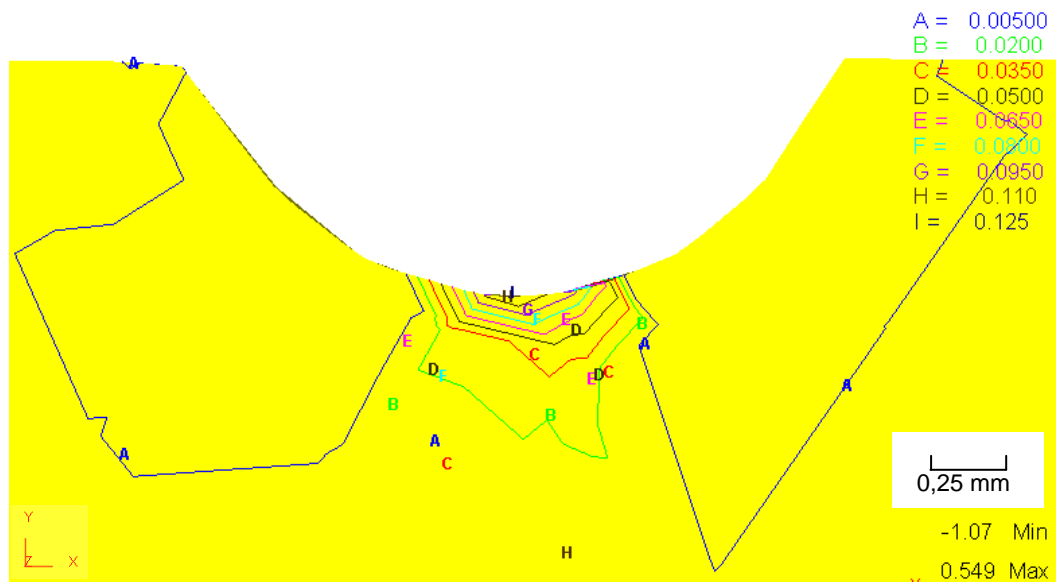


Figura 5.8: Ampliação das isolinhas da deformação total na direção x do destaque da figura 5.7.
 Fonte: Elaborado pelo autor.

A distribuição da deformação total em X também continua crescente após dez ciclos de aplicação de carga conforme apresentado no gráfico 5.7. Com valores de deformação na direção x iniciando em 5,8% após duas voltas dos roletes em torno do corpo-de-prova e chegando a valores de 12,5% na 20ª volta. As deformações residuais mínimas variaram de 0,1% a 0,5%.

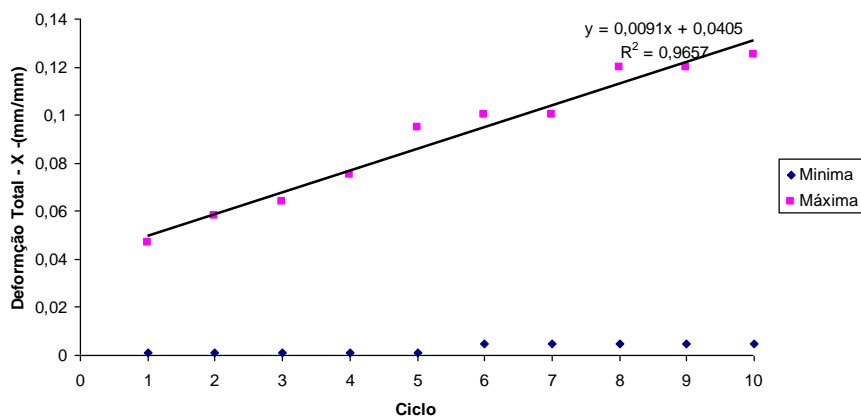


Gráfico 5.7: Evolução da deformação total em x nos 10 ciclos.
Fonte: Elaborado pelo autor.

A tensão efetiva pode ser observada nas figuras 5.9 e 5.10 para o 9º ciclo e figuras 5.11 e 5.12 para o 10º ciclo. A apresentação destes dois ciclos se deve a uma diminuição de 20MPa da tensão do 9º ciclo para o 10º ciclo.



Figura 5.9: Isolinhas da tensão efetiva no 9º ciclo.
Fonte: Elaborado pelo autor.

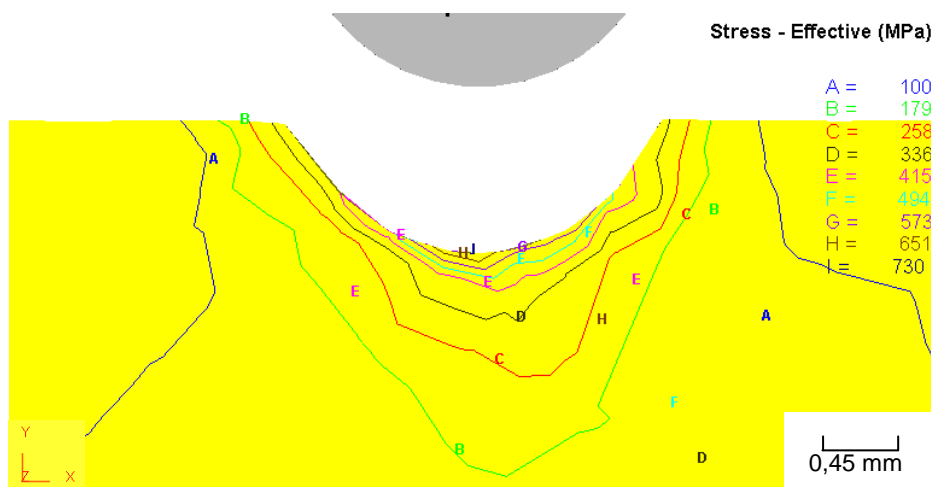


Figura 5.10: Ampliação das isolinhas da tensão efetiva em destaque na figura 5.9.
Fonte: Elaborado pelo autor.



Figura 5.11: Isolinhas da tensão efetiva residual no 10^o ciclo.
Fonte: Elaborado pelo autor.

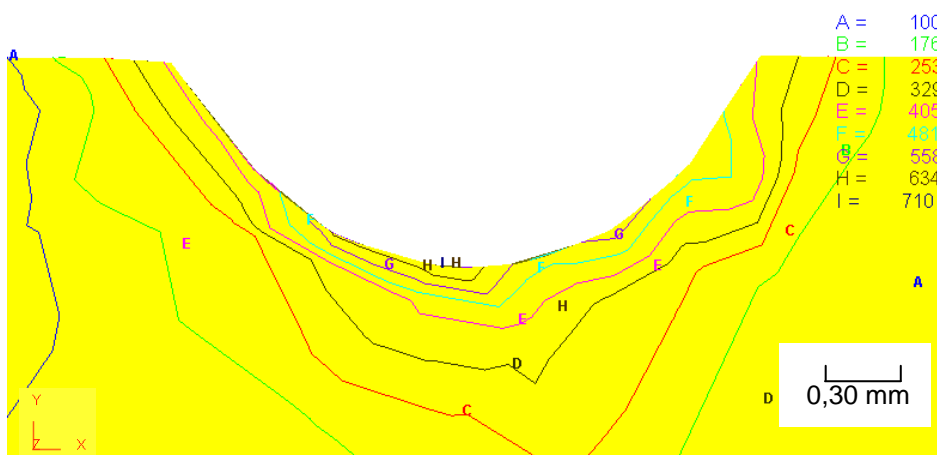


Figura 5.12: Ampliação das isolinhas da deformação total na direção x da área em destaque da figura 5.11.

Fonte: Elaborado pelo autor

O gráfico 5.8 apresenta a redução da tensão efetiva no 10^o ciclo em função da profundidade no corpo-de-prova na região do entalhe, observa-se que na superfície tem-se a tensão efetiva de 712MPa e quanto mais próximo do centro do corpo-de-prova a tensão reduz para 91MPa.

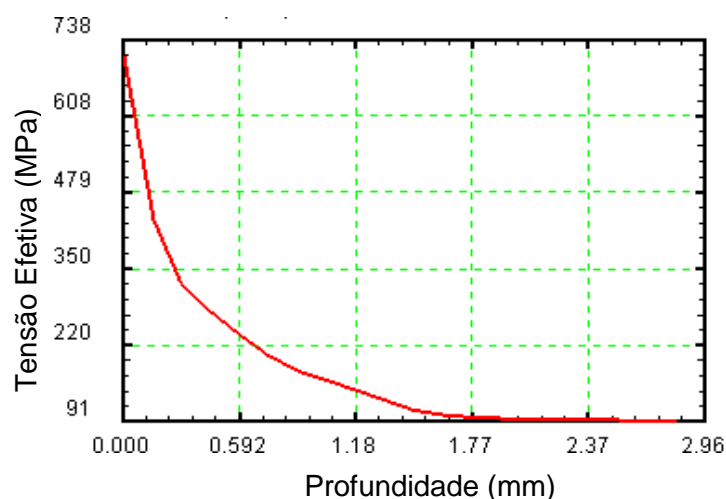


Gráfico 5.8: Redução da tensão efetiva em função da profundidade no final do 10^o ciclo.

Fonte: Elaborado pelo autor.

O gráfico 5.9 mostra a evolução da tensão efetiva máxima residual à medida que o número de giros dos roletes aumenta, sendo que da 18^a volta, 9^o ciclo, a tensão

efetiva máxima é de 730MPa e para a 20ª volta, 10º ciclo, esta tensão é de 710MPa. Observa-se uma diminuição na tensão de 20MPa, enquanto a tensão efetiva residual mínima permanece constante em 100 MPa. Esses valores máximos de tensão efetiva residual começam a apresentar como constantes, indicando que, para uma aplicação de força de 800N, a tensão residual superficial teria atingido o valor máximo, ou seja, conforme proposto por Dieter(1981), as tensões residuais estariam atingindo valores próximos do limite de escoamento do ferro fundido nodular austemperado.

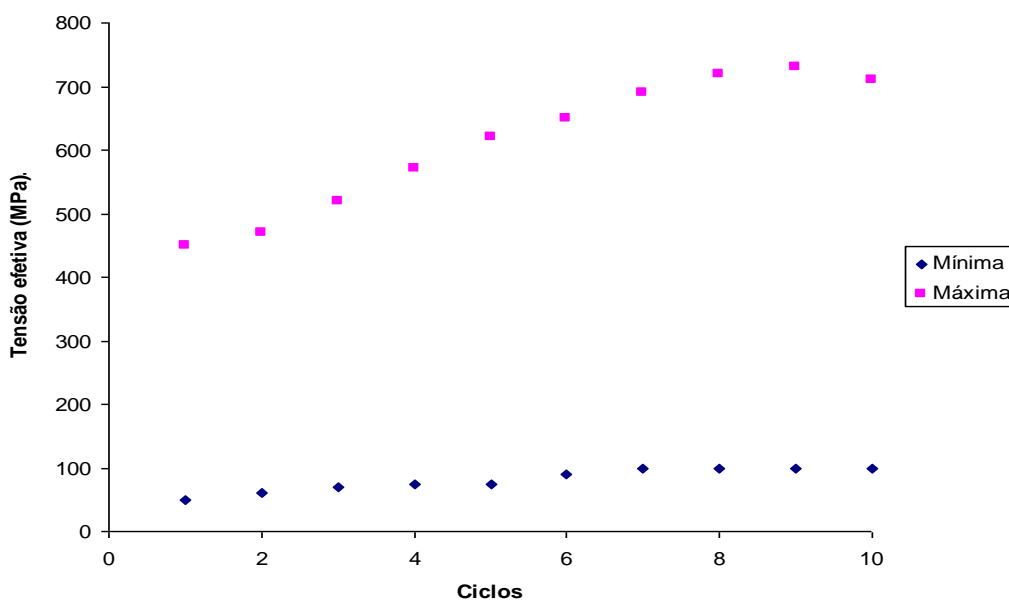


Gráfico 5.9: Evolução das tensões efetivas em função do número de ciclos no sentido longitudinal.

Fonte: Elaborado pelo autor.

As figuras 5.13 e 5.14 apresentam os resultados para a tensão média no final da simulação, com uma tensão média residual de -50MPa na parte inferior do entalhe e uma tensão média residual de 5MPa na região afetada pela aplicação da carga.

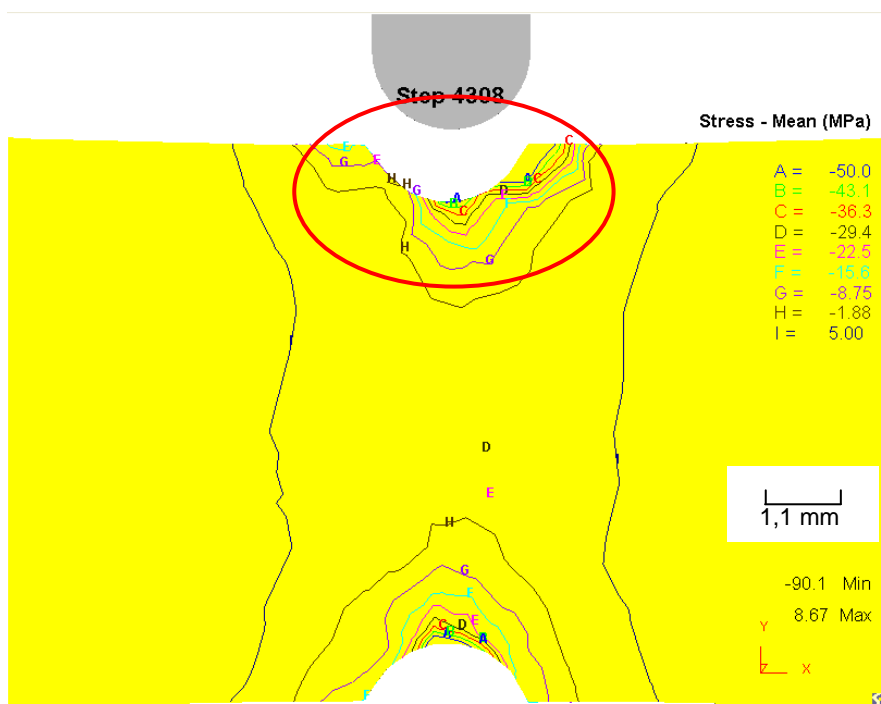


Figura 5.13: Isolinhas da tensão média residual no 10^o ciclo da simulação.
Fonte: Elaborado pelo autor.

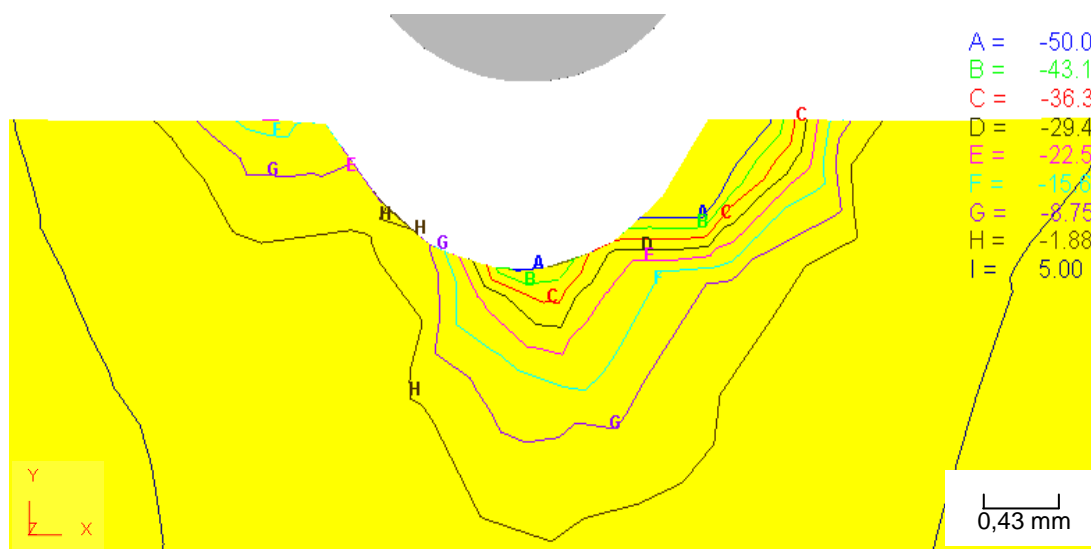


Figura 5.14: Isolinhas da tensão média da região em destaque na figura 5.13.
Fonte: Elaborado pelo autor.

O gráfico 5.10 mostra a variação da tensão média residual durante todo o processo de simulação.

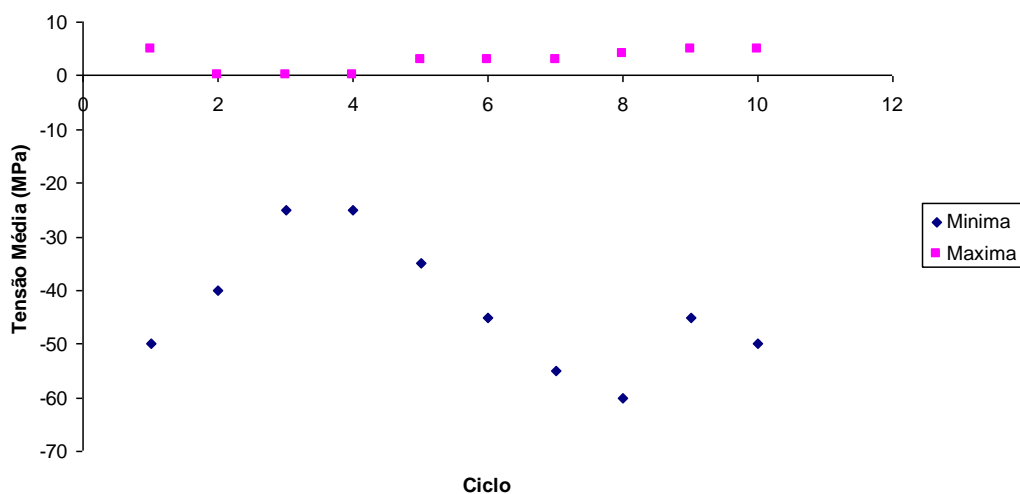


Gráfico 5.10: Evolução das tensões médias nos 10 ciclos do processo de simulação.
Fonte: Elaborado pelo autor.

As tensões na direção x são representadas pelas figuras 5.15 e a região em destaque na figura 5.16. Observa-se uma tensão residual nessa direção variando de -200MPa a -20MPa.

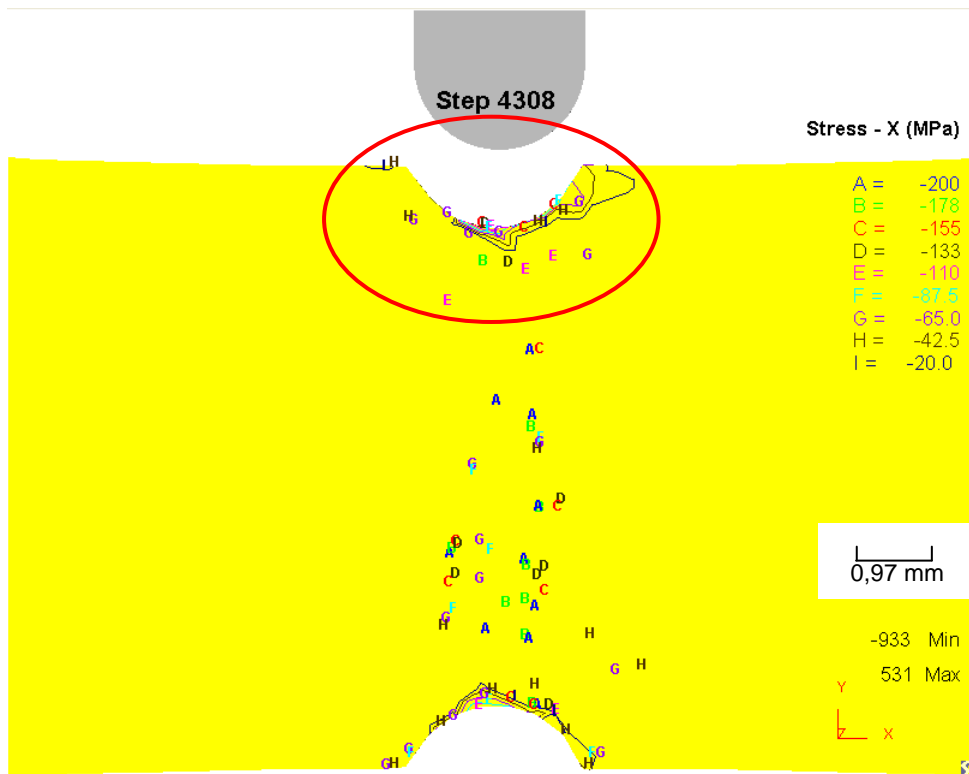


Figura 5.15: Isolinhhas da tensão residual na direção x no 10º ciclo da simulação.
Fonte: Elaborado pelo autor.

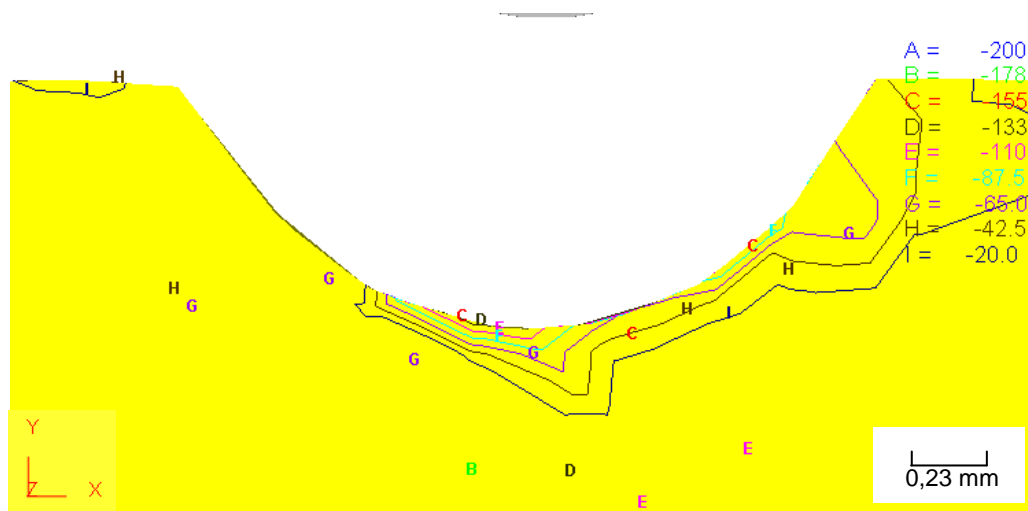


Figura 5.16: Ampliação das isolinhas da área em destaque da figura 5.15
Fonte: Elaborado pelo autor

O gráfico 5.11 mostra a redução nos valores da tensão residual na direção x em todo o processo, onde se tem nos primeiros ciclos tensões positivas e, à medida que o número de voltas aumenta, essas tensões tornam-se negativas.

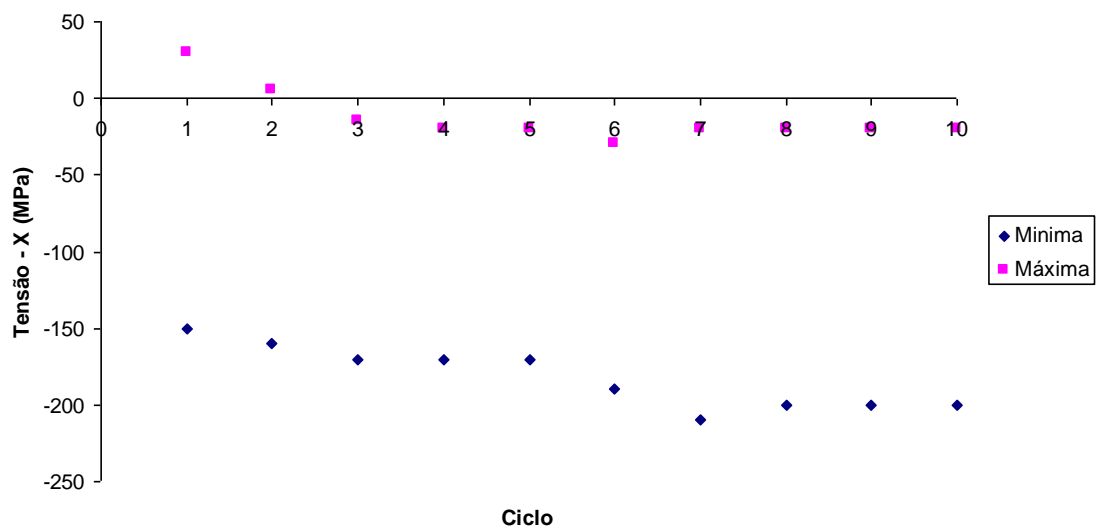


Gráfico 5.11: Distribuição da tensão residual na direção x nos 10 ciclos.
Fonte: Elaborado pelo autor.

As tensões residuais na direção y estão representadas pelas figuras 5.17 e 5.18, onde no último ciclo tem-se uma variação de -100MPa a 9MPa.

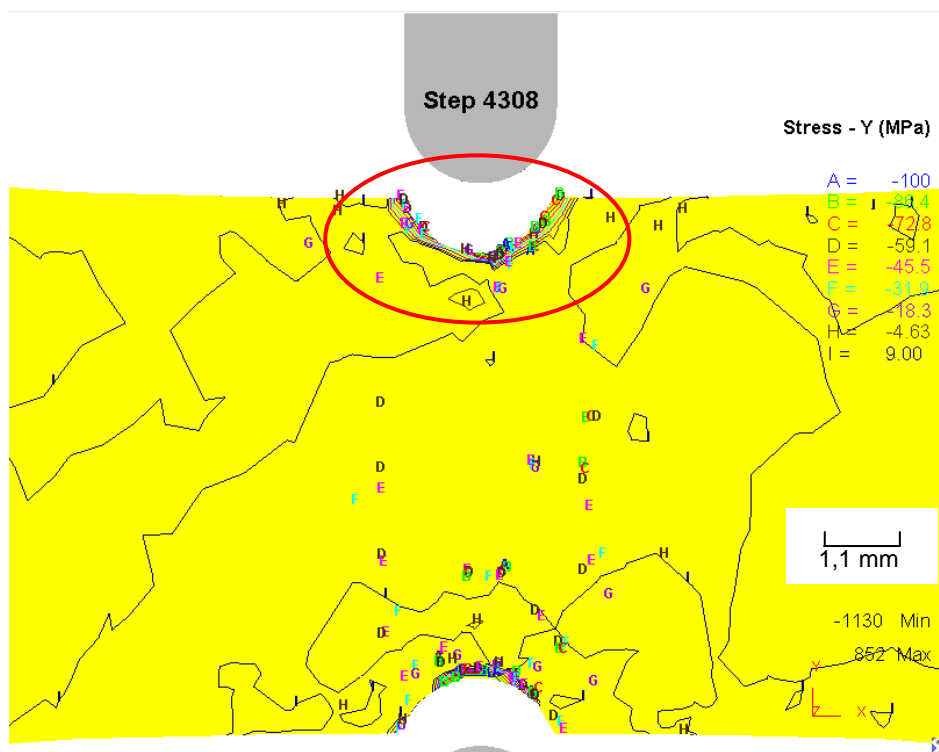


Figura 5.17: Isolinhas representando a tensão residual na direção Y último ciclo da simulação.

Fonte: Elaborado pelo autor.

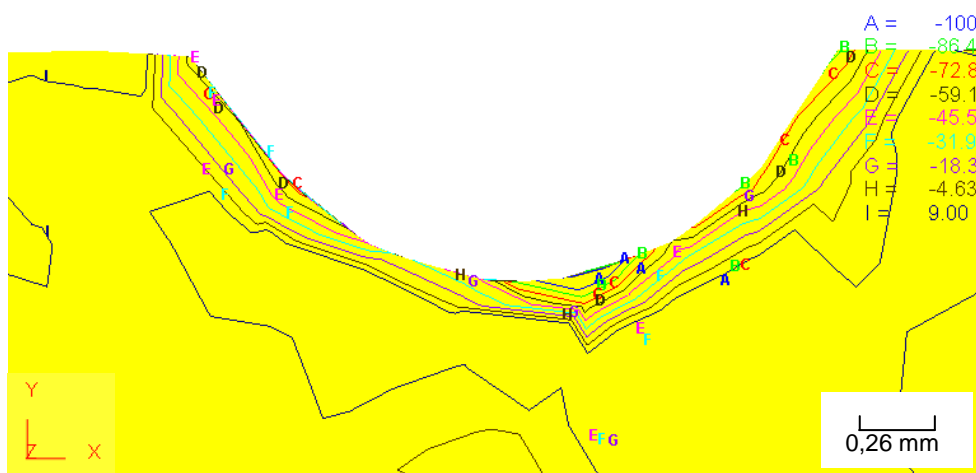


Figura 5.18: Ampliação das isolinhas em destaque da figura 5.17.

Fonte: Elaborado pelo autor.

O gráfico 5.12 mostra a diminuição das tensões residuais na direção Y durante todo o processo de simulação, mostrando que do 7º ciclo em diante as tensões residuais na direção y permanecem constantes variando de -100MPa a 9MPa.

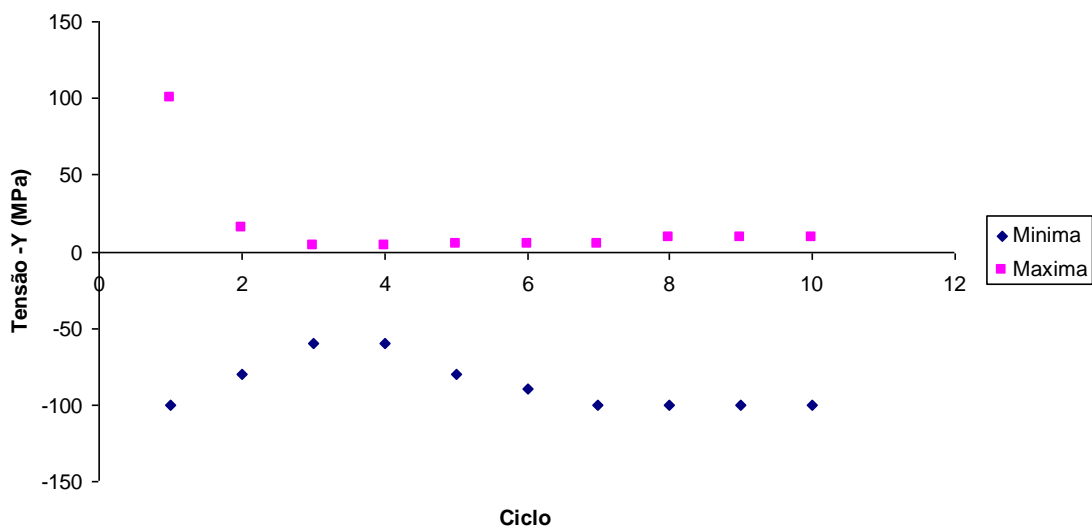


Gráfico 5.12: Variação da tensão residual na direção y nos dez ciclos de aplicação de força.

Fonte: Elaborado pelo autor.

5.4 Resultados da simulação numérica de roleteamento em corpo-de-prova de ferro fundido nodular austemperado no sentido transversal

O corte na seção transversal foi realizado a 51mm da extremidade do corpo-de-prova na direção x, ou seja, no centro do entalhe roleteado, conforme apresentado na figura 5.19. Com esse procedimento foi possível determinar as deformações e tensões residuais após dez ciclos de simulação de roleteamento.

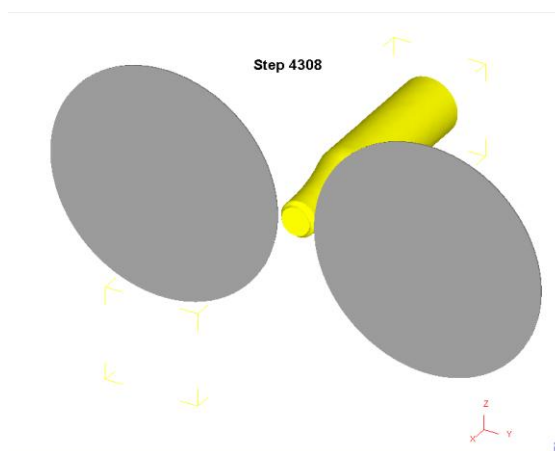


Figura 5.19: Corte na seção transversal para análise das deformações e tensões residuais.

Fonte: Elaborado pelo autor.

A figura 5.20 mostra as isolinhas da distribuição das deformações efetivas residuais que permaneceram no corpo-de-prova na seção transversal após o afastamento dos roletes; pode-se observar uma deformação crescente à medida que se aumenta o número de ciclos. A variação na deformação foi de 42,2% máxima nas duas primeiras voltas e chegando a 130% na vigésima volta dos roletes. O gráfico 5.13 apresenta a redução da deformação efetiva em função da profundidade no último ciclo após o afastamento dos roletes, observa-se que com 0,2772mm abaixo da superfície da região roleteada tem-se uma redução da deformação efetiva residual para 26,4%. O gráfico 5.14 mostra a evolução da deformação efetiva no sentido transversal nos dez ciclos de roleteamento.

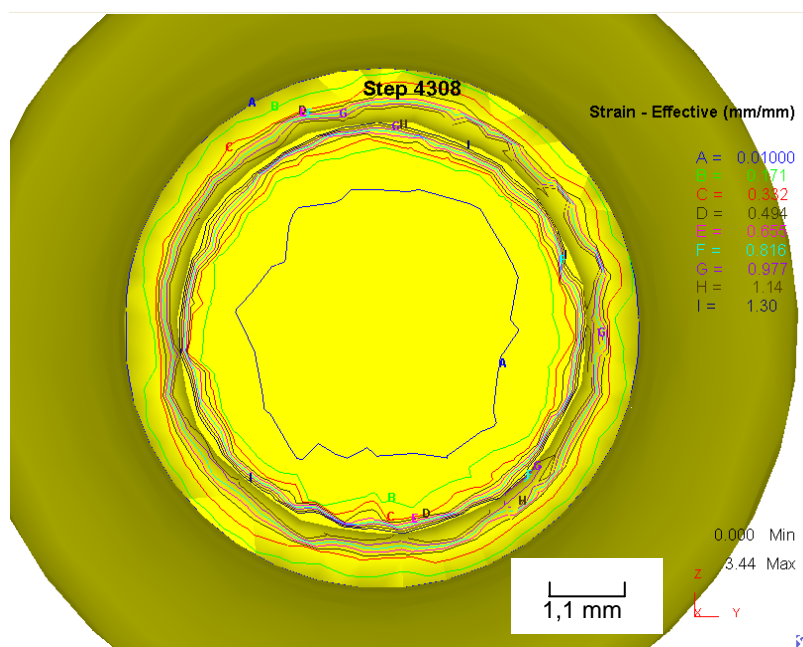


Figura 5.20: Isolinhas da deformação efetiva residual na 20ª volta.
Fonte: Elaborado pelo autor.

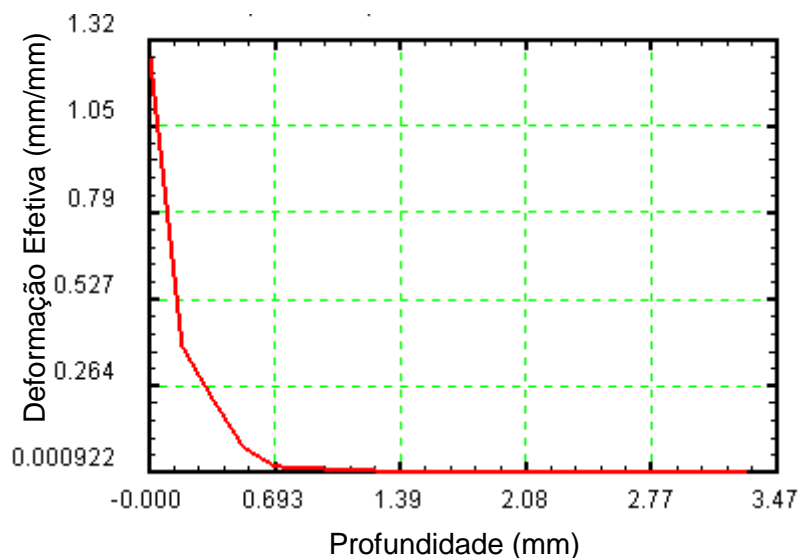


Gráfico 5.13: Redução da deformação efetiva em função da profundidade do corpo-de-prova no final do 10º ciclo.

Fonte: Elaborado pelo autor.

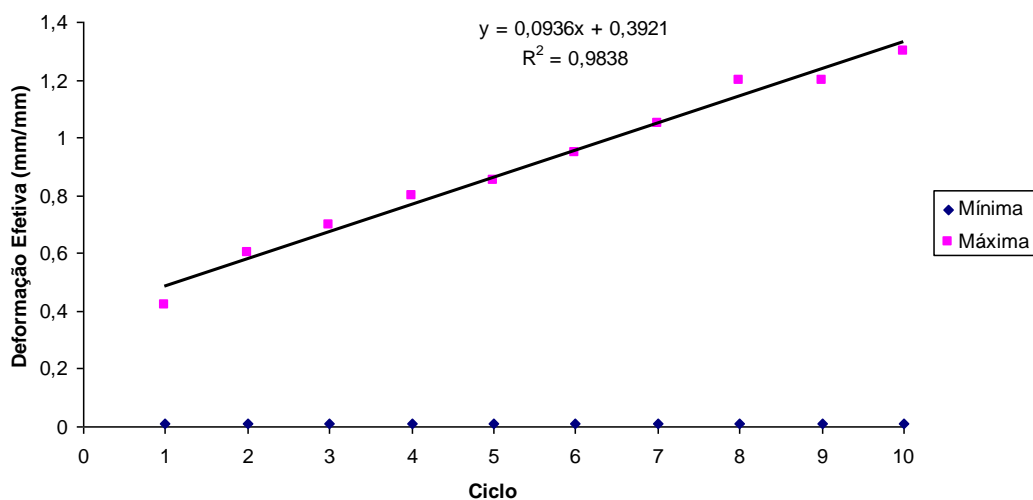


Gráfico 5.14: Deformação efetiva residual na seção transversal pelo número de ciclos.

Fonte: Elaborado pelo autor.

A deformação residual na direção x permaneceu até o 4º ciclo de roleteamento com valores máximos de 7% e do 5º ciclo ao 10º ciclo houve uma elevação chegando a 13% de deformação máxima, conforme apresentado na figura 5.21 e gráfico 5.15 que mostra a deformação residual na direção x em função do número de ciclos.

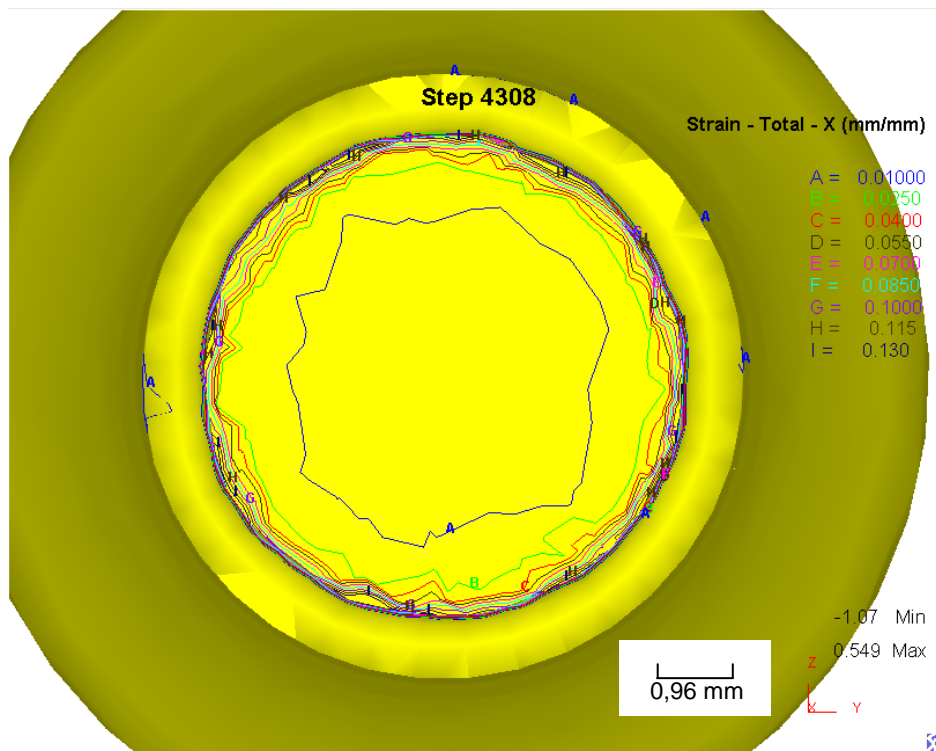


Figura 5.21: Isolinhas da deformação residual na direção x.
 Fonte: Elaborado pelo autor.

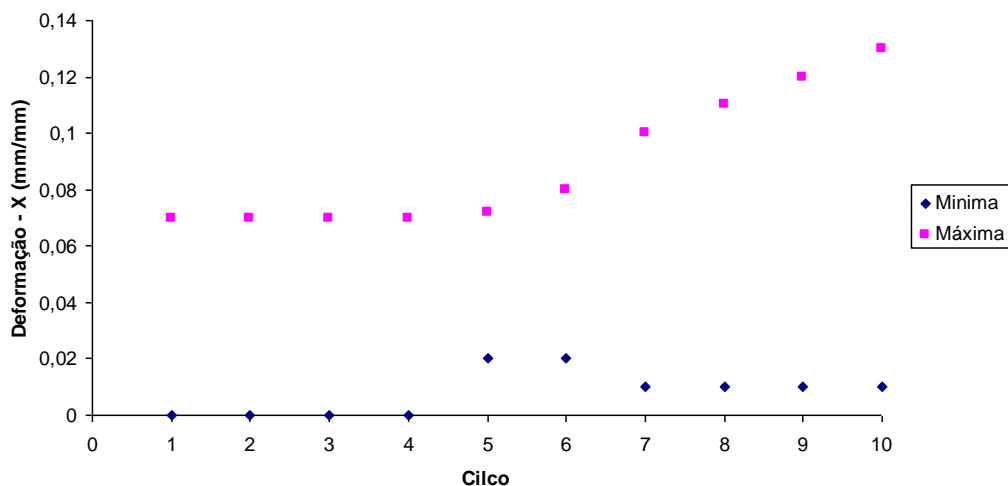


Gráfico 5.15: Evolução da deformação na direção x nos 10 ciclos de simulação.
 Fonte: Elaborado pelo autor.

A tensão efetiva residual, representada pela figura 5.22, e gráfico 5.16 mostram as tensões residuais presentes na seção transversal da região entalhada do corpo-de-prova no último ciclo da simulação. Observa-se uma tensão residual máxima de 730MPa, provocada pela aplicação de força de 800N e 20 giros com os roletes. Nota-

se que na região central do corpo-de-prova também existem tensões residuais, porém abaixo de 100MPa. O gráfico 5.17 apresenta a evolução da tensão residual, com uma tendência à estabilização em 730 MPa no 9º ciclo, permanecendo o mesmo valor para o 10º ciclo.

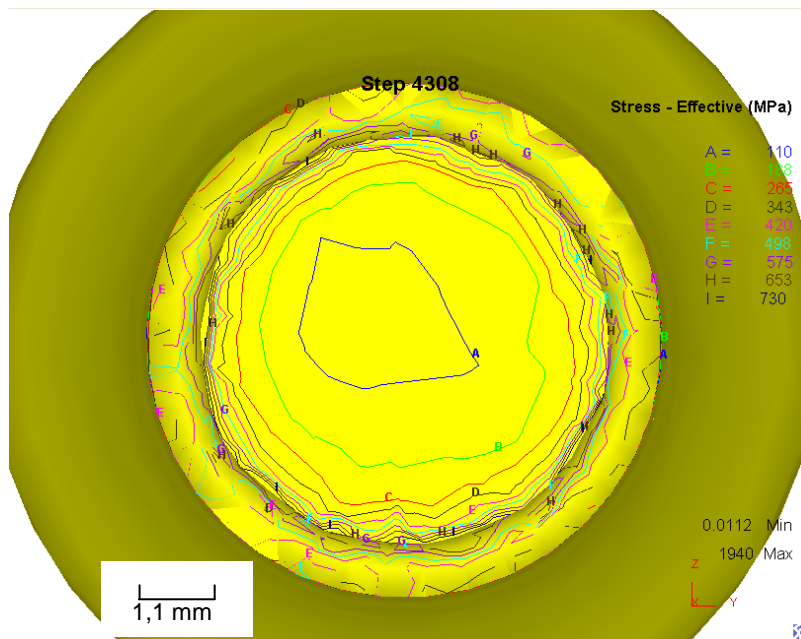


Figura 5.22: Isolinas demonstrando a tensão efetiva residual no 10º ciclo da simulação.

Fonte: Elaborado pelo autor.

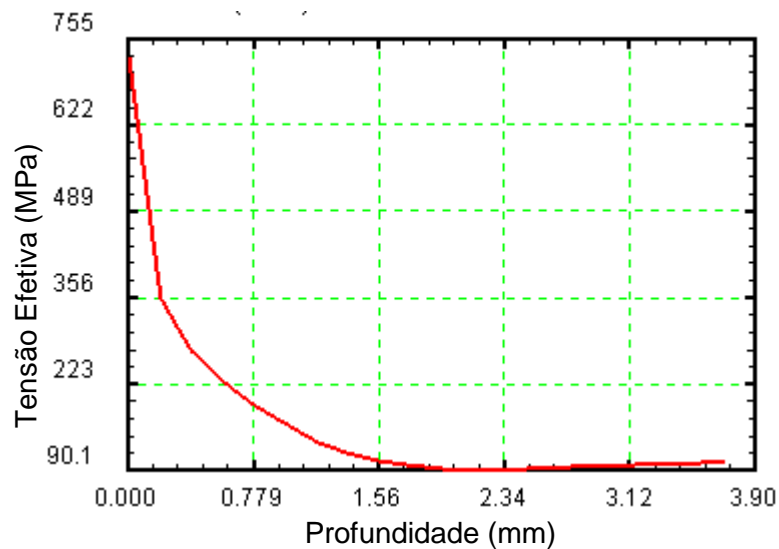


Gráfico 5.16: Tensão efetiva na seção transversal em função da profundidade no 10º ciclo.

Fonte: Elaborado pelo autor

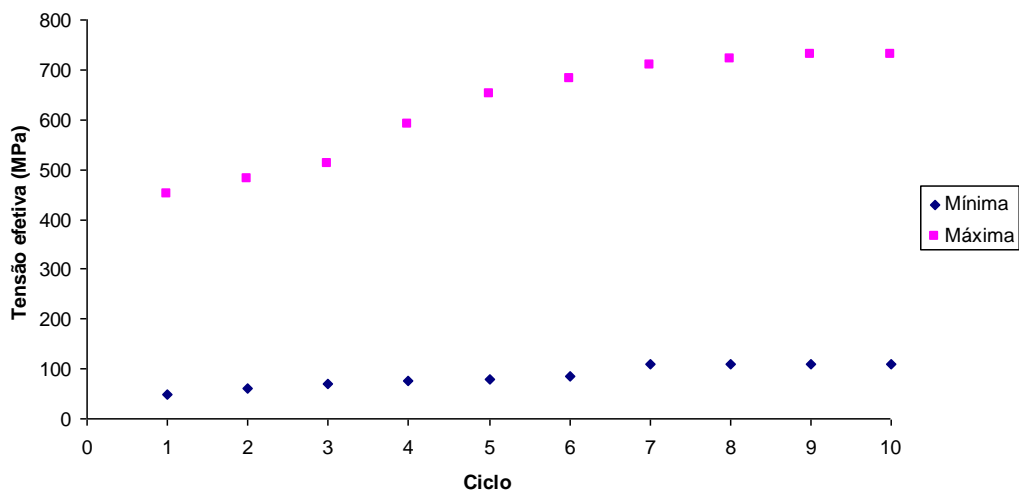


Gráfico 5.17: Variação da tensão efetiva residual na seção transversal em função do número de ciclos.

Fonte: Elaborado pelo autor.

A figura 5.23 representa as isolinhas da tensão média residual onde se tem valores de -45MPa chegando a zero na região central do corpo-de-prova.

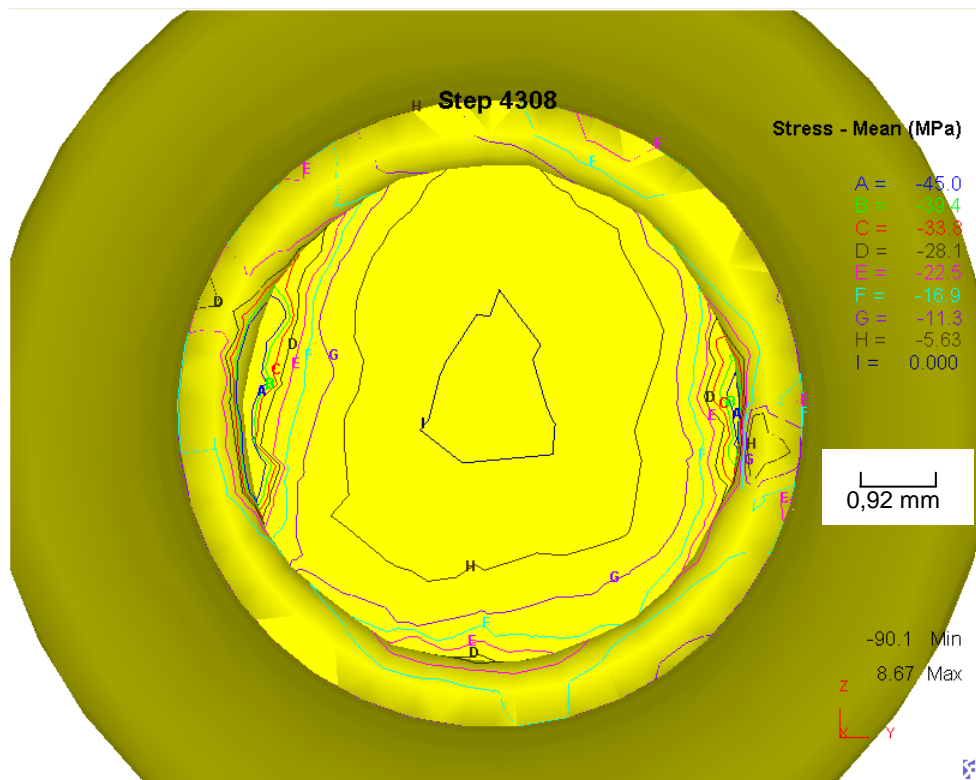


Figura 5.23: Isolinhas da tensão média residual no 10º ciclo da simulação.

Fonte: Elaborado pelo autor.

O gráfico 5.18 apresenta a variação da tensão média residual durante todo o processo de simulação numérica.

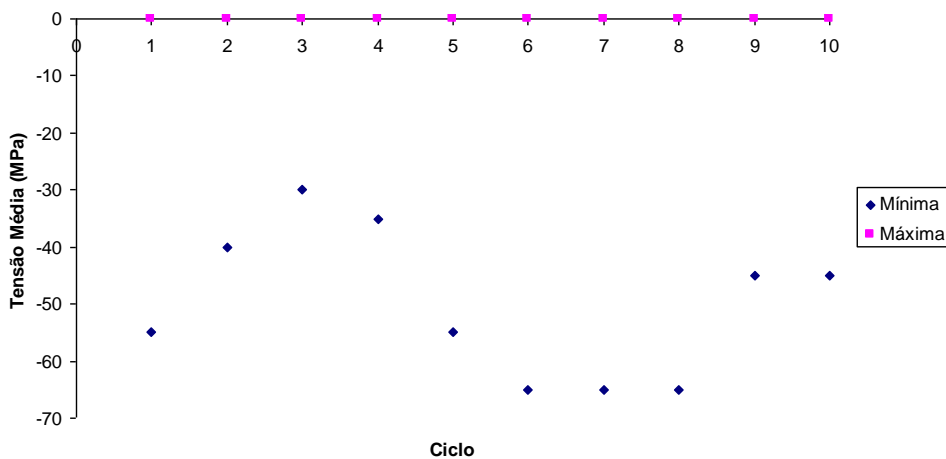


Gráfico 5.18: Variação da tensão média residual em função do número de ciclos.
Fonte: Elaborado pelo autor.

A tensão residual na direção y é representada pela figura 5.24 que no final da simulação variou entre -70 MPa e 120MPa. O gráfico 5.15 mostra a variação da tensão residual em y em todo o processo de simulação.

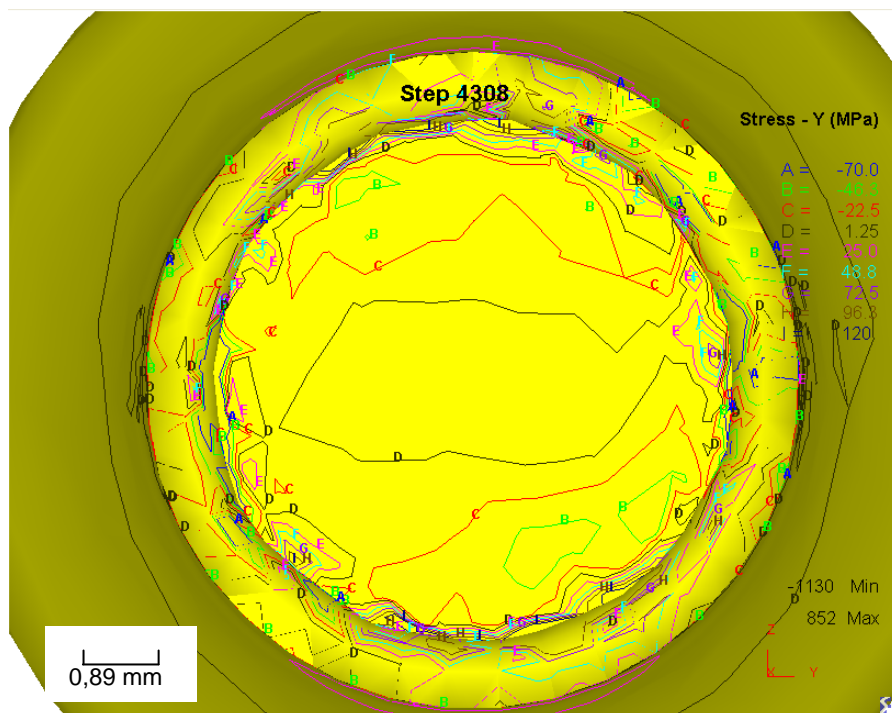


Figura 5.24: Tensão residual na direção Y para o último ciclo de simulação.
Fonte: Elaborado pelo autor.

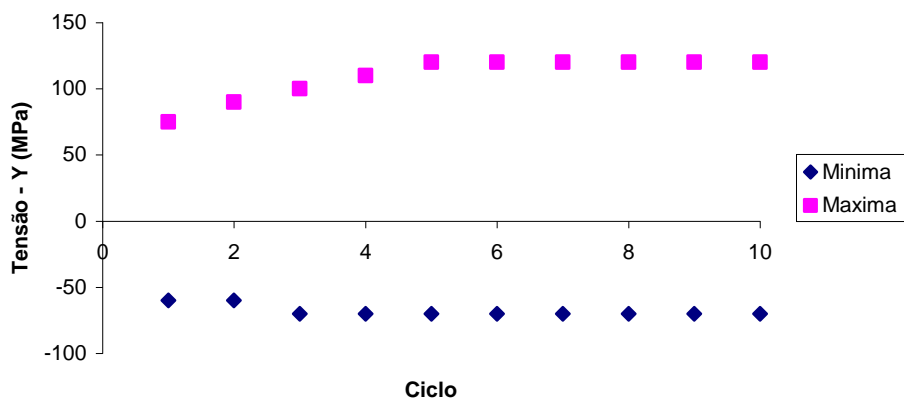


Gráfico 5.19: Variação da tensão residual em y no processo de simulação.
Fonte: Elaborado pelo autor.

A tensão residual na direção z é mostrada pela figura 5.25 com variação para o último ciclo, de -70MPa a 115MPa, que são valores muito próximos da direção y. O gráfico 5.20 apresenta a análise de todo o processo de simulação para a tensão residual na direção z.

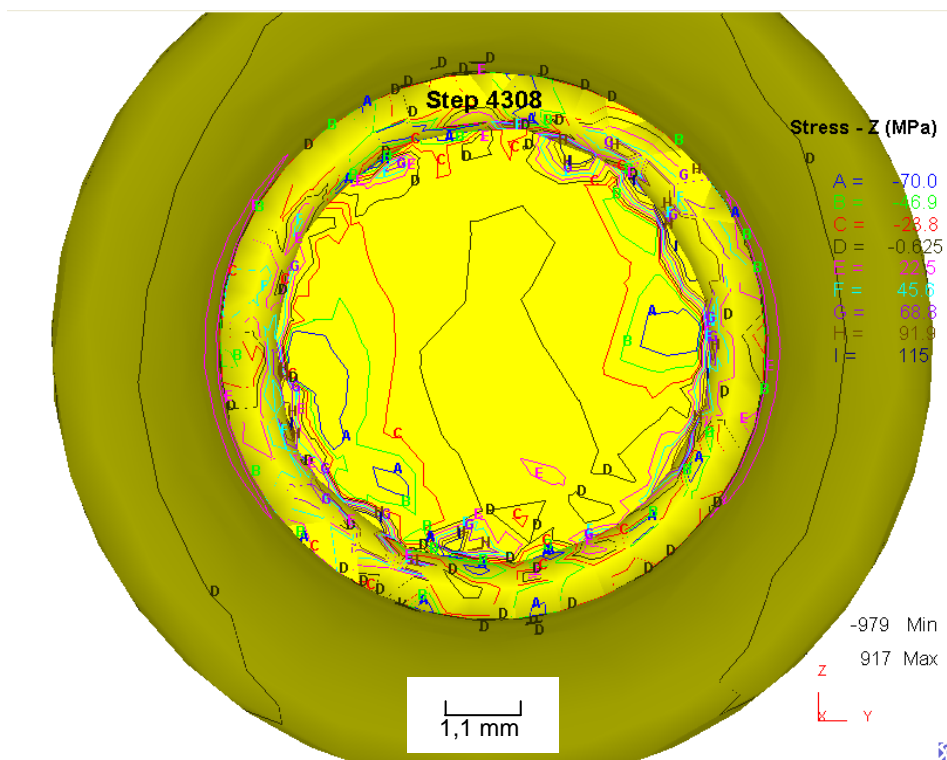


Figura 5.25: Tensão residual na direção z no último ciclo de simulação.
Fonte: Elaborado pelo autor.

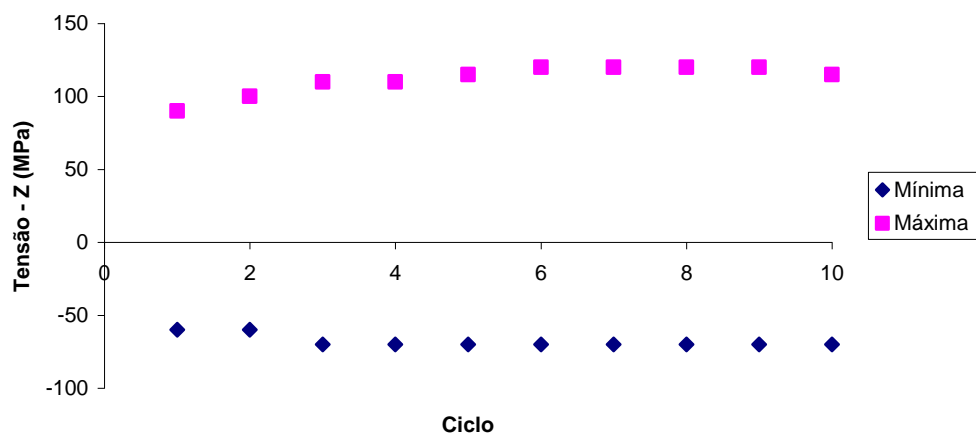


Gráfico 5.20: Tensão residual na direção Z nos 10 ciclos de simulação.
Fonte: Elaborado pelo autor.

Capítulo 6: Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

6.1 Conclusões

As análises das deformações e tensões residuais do roleteamento em um corpo-de-prova de ferro fundido austemperado foram realizadas com a utilização do *software* DEFORM 3D™. As seguintes conclusões podem ser apresentadas:

- A variação das medidas do centróide de área para definir a aplicação da força foi comprovada através da medição da força total em um nó durante o processo de simulação numérica.
- As medições das deformações tanto no sentido longitudinal quanto transversal foram bem definidas pela assistência do *software* de elementos finitos.
- Segundo Dieter (1981), os valores máximos de tensão residual que podem ser produzidos são iguais ao limite elástico do metal. Os valores obtidos pela simulação, para as tensões residuais no sentido longitudinal e transversal, ficaram muito próximos do limite elástico do ferro fundido nodular austemperado analisado.
- A metodologia aplicada neste trabalho poderá ser aplicada em outras peças sujeitas à fadiga por flexão, nos raios de concordância, como, por exemplo, nos eixos virabrequins.

6.2 Sugestões para trabalhos futuros

A partir dos estudos realizados e resultados obtidos neste trabalho, bem como o conhecimento adquirido neste desenvolvimento, das dificuldades e variações no processo de simulação computacional pode-se sugerir os seguintes trabalhos a serem desenvolvidos:

- Simulação computacional do roleteamento aplicando rotação no corpo-de-prova, através da exposição do eixo por corte no sentido longitudinal do corpo de prova;

- Validação do software, através de ensaios de dureza Brinell, aplicando em diversos materiais e comparando com ensaios práticos;
- Aplicação do processo apresentado em partes de equipamentos industriais, por exemplo, eixos virabrequins de compressores, ou automobilísticos;

Referências Bibliográficas

1. ASSAN, A. E. *Método dos elementos finitos* – Editora da Unicamp, 1999
2. ASTM E466 - 07 *Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials* PA: ASTM - American Society for Testing Materials
3. ASTM. ASTM A897/897M – 06. *Standart specification for austempered ductile iron casting*. 2006 West Conshohocken, PA: ASTM - American Society for Testing Materials
4. BROWN, J. R. *Foseco ferrous foundryman's handbook*. Butterworth-Heinemann, Woburn, MA, 2000
5. CALLISTER, William D. *Ciência e engenharia de materiais: uma introdução*. 5. ed Rio de Janeiro: LTC, 2002.
6. CARMO, Denilson José do. *Tratamentos térmicos de aços e ferros fundidos*. Itaúna: SENAI-DR.MG, 2004. 144 p.
7. CARMO, D. J.; DIAS, J.F. *Ferro fundido nodular austemperado – ADI*. Belo Horizonte: Senai-DR.MG, 2001. 110 p.
8. DANIEWCZ, S.R.; MORRE, D.H. *Increasing the bending fatigue resistance of spur gear teeth using a presetting process*. International Journal of Fatigue, v.20, n.7, p.537-542, 1998.
9. 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
10. Disponível em:
<http://www.ductile.org/didata/section4/4intro.htm#MechanicalProperties> Acesso em: 27 dez.2010.

11. DIETER, GEORGE E., *Metalurgia Mecânica*. 2ª Ed. Rio de Janeiro, Guanabara Dois, 1981
12. FRANCO, F. J. S.; AGUILAR, M. T. P.; CETLIN, P.R. - *The Influence of the superficial deformation on the fatigue resistance of the auspermed ductile iron* – 18º IFHTSE Congress; Rio de Janeiro, julho 2010.
13. FUCHS, H.O.; STEPHENS, R.I. *Metal Fatigue in Engineering*. NewYork, John Wiley & Sons, 1980
14. GABB, T.P.; TELESMA, J.; KANTZOS, P.; PREVÉY, P.S. *Surface enhancement of metallic materials. Advanced Materials & Processes*. January, p.69-72, 2002.
15. GUIMARÃES, S. R. *Desenvolvimento e aplicação de uma metodologia para previsão de vida de eixos de mandris de bobinadeiras de laminação a frio submetidos a danos acumulados por fadiga*. Dissertação de mestrado, DEMEC-UFMG , 2009
16. KEOUGH, J.R.(2002). *ADI developments in North America - Revisited 2002*. 2002 word conference on ADI
17. KEWEI XU; JAWEN HE; HUJIU ZHOU. *Effect of residual stress on fatigue behaviour of notches*. *Fatigue*, v.16, Jul. p.337-343,1994.
18. M. F. HUPALO, M. E. BALZER, G. Warmling. *Avaliação da austemperabilidade de um ferro fundido nodular de classe perlítica (FE-70002)em corpos-de-prova com 50mm de espessura*. 17º CBECIMat - Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, 2006. 12p
19. MALUF, O. *Influência do roleteamento 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

20. NETO, C. L. *Simulação numérica da laminação a frio no laminador Sendzimir Número 2 da Acesita*. Dissertação de mestrado, Área: Transformação mecânica, Escola de Engenharia da UFMG, Engenharia Metalúrgica e de Minas, Belo Horizonte, 2006.
21. SURESH, S. *Fatigue of materials Cambridge Press* : Boston 2. Ed.1998 cap. 9.
22. QIT-Fer et Titane Inc. *Ductile Iron Data for Engineers*. Montreal, 1990.
23. RAO, P. P.; PUTATUNDA, S. K. *Influence of microstructure on fracture toughness austempered ductile iron*. Metallurgical and Materials transactions A, 1997, v. 28A, p1457-1470.
24. REBINSKY, D.A.; VITIVEC, F.H. *Effect on surface rolling on fatigue strength as influenced by the strain hardening rate*. *Scripta Metallurgica et Materialia*. v.30, p.417-422, 1994.
25. REED-HILL, R.E. *Princípios de Metalurgia Física*. 2a ed. 1982.
26. SCIENTIFIC FORMING TECHNOLOGIES CORPORATION, *DEFORM-3D* Version 10.1. User's Manual, 2009.
27. SEILER, W.; REILHAN, F.; GOUNET-LESPINASSE, C.; LEBRUN, J.L. *Détermination du profil de contraintes résiduelles dans les gorges galetées de vilebrequin*. Journal of Physics IV. v.8, France, 1998.
28. SMITH, W. F. *Princípios de ciência e Engenharia dos Materiais*. McGRAW-HILL, Portugal 3ª Ed. 1998
29. SORIANO, H. L. *Método de elementos finitos em análise de estruturas*, Editora Edusp, 2003
30. YANO, K.; OZAKI, T.; TAKEMASU, T. *Finish gear rolling by screwshaped tool (trial construction of apparatus and rolling experiment of tooth surface)*. JSME International Journal. Series III, v.35, n.3, 1992.