

3

Projeto dos corpos de prova e execução de ensaios de fadiga

Neste capítulo se apresenta o procedimento desenvolvido para projetar, fabricar e ensaiar a fadiga os CPs utilizados neste trabalho. Os resultados experimentais obtidos a partir dos ensaios de fadiga são comparados no Capítulo 4 com os resultados numéricos obtidos pelo modelo de Gradiente de Tensão (GT) proposto. Além disso, estes resultados também são comparados com os resultados numéricos obtidos pelo modelo da Teoria da Distância Crítica (TCD). Os CPs utilizados são do tipo compacto de tensão C(T) modificado. Uma análise baseada no parâmetro característico de trincas curtas a_0 é feita para justificar a escolha do aço comercial A36 como material para fabricação dos CPs. Assim, as propriedades deste material foram utilizadas nos modelos GT e TCD para obter os resultados numéricos.

3.1

Seleção do material para fabricação dos CPs

Como já foi mencionado no Capítulo 2, o parâmetro que limita o comportamento de trincas curtas e trincas longas é o tamanho característico de trincas curtas a_0 . Assim, quanto maior seja o parâmetro a_0 , mais simples se tornaria a visualização e a posterior medição do tamanho da eventual trinca não-propagante gerada na raiz do entalhe do CP. Na Tabela 3.1 se mostram vários aços estruturais que apresentam valores de $a_0 > 100\mu\text{m}$. As propriedades S_R e ΔK_0 foram tomadas de [1], o limite de fadiga ΔS_0 é estimado por Goodman (vide Seção 3.4) e a_0 é estimado pela Eq. 2.13. Valores maiores do que $100\mu\text{m}$ podem ser medidos com facilidade em um microscópio óptico, tornando relativamente fácil a parte experimental.

Na realidade, o valor do limiar $\Delta K_0 = 6\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ do aço A36 é conservativo demais. Um valor de $11.6\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, como no caso do aço 1020, que foi medido no laboratório (vide [21]), é mais realista, considerando que o aço A36 apresenta características similares às do aço 1020 do ponto de vista da composição química. Com este novo valor do limiar ΔK_0 , o tamanho característico de trinca curta resultaria em $a_0 = 447\mu\text{m}$ ao invés do $a_0 = 120\mu\text{m}$ mostrado na Tabela 3.1.

Material	S_R (MPa)	ΔS_0^* (MPa)	ΔK_0 (MPa \sqrt{m})	a_0 (μm)
1006 (85HB)	318	212	11	681
1009 (90HB)	345	230	11	579
1018 (106HB)	354	236	11	550
1015 (80HB)	414	276	11	402
1020 (108HB)	491	327.3	11.6	318
0030 (137HB)	496	330.7	8.8	179
1030 (128HB)	454	302.7	7	135
1035 (140HB)	476	317.3	7	123
A36 (160HB)	414	276	6	120

* Estimada por Goodman: $\Delta S_0 = 2 \cdot S_R/3$.

Tabela 3.1: Estimativas do tamanho característico de trinca curta a_0 para alguns aços estruturais [1].

Outro parâmetro de escolha para o material dos CPs é a disponibilidade dele no mercado. Neste quesito, da lista de materiais mostrada na Tabela 3.1, a escolha seria o aço A36 devido a existência de uma barra deste material no Laboratório de Fadiga.

Assim sendo, os CPs foram usinados a partir de uma barra de seção retangular de $3\frac{1}{2} \times \frac{1}{2}$ polegadas de aço comercial A36. As propriedades mecânicas e as propriedades εN deste material foram obtidas de [1] e são apresentadas nas Tabelas 3.2 e 3.3, respectivamente.

E (GPa)	S_R (MPa)	S_E (MPa)	ΔK_0 (MPa \sqrt{m})
190	414	224	6

Tabela 3.2: Propriedades mecânicas do aço comercial ASTM A36.

H_c (MPa)	h_c	σ_c (MPa)	b	ε_c	c
1097	0.25	1014	-0.13	0.27	-0.45

Tabela 3.3: Propriedades εN do aço ASTM A36

3.2

Seleção da geometria do corpo de prova

Com a finalidade de obter resultados experimentais para confrontá-los com os resultados numéricos gerados pelos modelos GT e TCD, nas seguintes seções é apresentado o projeto de um CP entalhado especialmente concebido

para verificar as previsões de carga previamente determinadas pelos dois modelos. Foi escolhida como base a geometria de um CP padronizado tipo C(T). Esta geometria foi modificada com um entalhe usinado e um furo circular de raio ρ na sua ponta, como se observa na Figura 3.1. Nesta figura, a linha de comprimento a representa o comprimento da trinca que emanaria da raiz do entalhe quando o CP é submetido a uma carga ΔP apropriada.

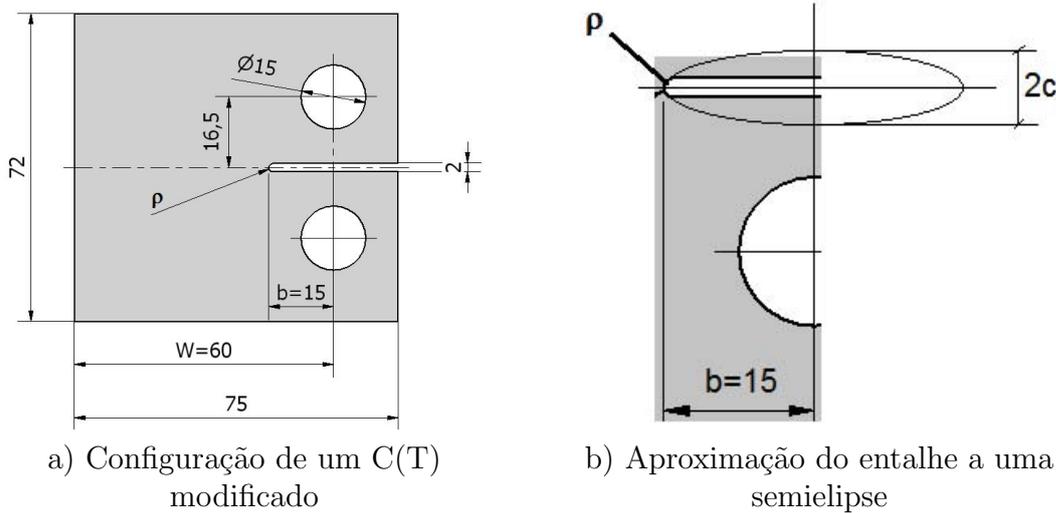


Figura 3.1: Geometria de um corpo de prova tipo C(T) modificado.

Para dimensionar o CP proposto foram consideradas as indicações da norma ASTM E647-00. Foi escolhido um valor de $W = 60\text{mm}$ (vide Figura 3.1) com o propósito de executar ensaios múltiplos e obter assim vários pontos experimentais a partir de um mesmo CP. As outras dimensões externas do CP mostrado na Figura 3.1 foram determinadas com base no valor de W . Segundo a ASTM E647-00, o valor da distância b entre o eixo dos furos e a ponta do entalhe deve ser no mínimo $0.2 \cdot W$ para que as condições de carga na raiz do entalhe não sejam influenciadas pelos furos de alojamento dos pinos onde a carga é aplicada. Logo, foi escolhido um valor de $b = 15\text{mm}$.

O valor do fator de concentração de tensões K_t pode ser controlado com facilidade mediante a combinação apropriada das dimensões b e ρ . Para cada novo ensaio no mesmo CP o valor de b foi acrescentado numa distância apropriada para garantir a remoção total da zona danificada plasticamente pela aplicação da carga cíclica de fadiga causada pelo ensaio prévio.

Assim, a partir dos valores de W , b e da espessura t do C(T), e realizando uma análise de tensões linear elástica, a gama da tensão nominal $\Delta\sigma_n$ aplicada na ponta do entalhe, definida pela soma das tensões trativa e fletora causadas por ΔP , pode ser determinada pela Eq. (3.1).

$$\begin{aligned}
 \Delta\sigma_n &= \Delta\sigma_{n_N} + \Delta\sigma_{n_M} \\
 &= \frac{\Delta P}{t \cdot (W - b)} + \frac{6\Delta P \cdot \left(b + \frac{W-b}{2}\right)}{t \cdot (W - b)^2} \\
 \rightarrow \Delta\sigma_n &= \frac{2\Delta P}{t} \cdot \frac{(2W + b)}{(W - b)^2}
 \end{aligned} \tag{3.1}$$

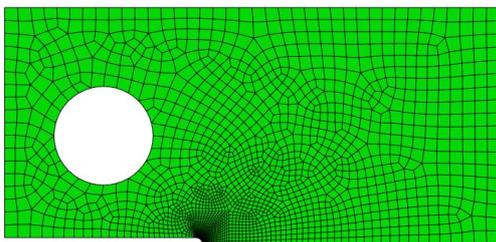
A gama da tensão nominal aplicada $\Delta\sigma_n$ é requerida para determinar o fator de concentrador de tensões K_t e também para determinar o gradiente de tensão pela estimativa de Creager-Paris.

3.3

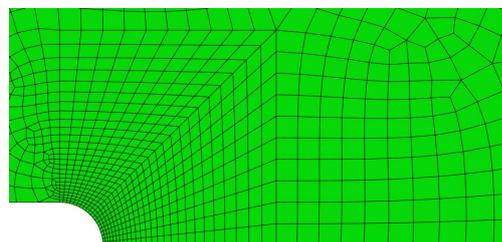
Análise por Elementos Finitos

A técnica dos elementos finitos (EF) foi utilizada para determinar o fator de concentração de tensões K_t para o CP mostrado na Figura 3.1 (onde $b = 15\text{mm}$ e $\rho = 1\text{mm}$) e conferir este valor com o estimado por Creager-Paris. Nestes cálculos foi usado o *software Abaqus* para determinar o campo de tensões na direção da propagação da trinca a . Além do fator K_t , também foi determinado o gradiente de tensão $f(x)$ à frente da ponta do entalhe, em relação à tensão nominal (vide Eq. (3.1)) definida pela soma das tensões trativa e fletora causadas pela carga ΔP .

Devido a que o corpo de prova tipo C(T) é simétrico em relação ao plano da trinca a , a análise por EF somente foi feita na metade superior (vide Figura 3.2a). Não foi considerado o efeito 3D da concentração de tensão, mas unicamente foi feita uma análise bidimensional. Como o interesse está na determinação do campo de tensões á frente da ponta do entalhe, a malha foi refinada na zona em torno dele, como se mostra na Figura 3.2b.



a) Malha da metade superior do CT



b) Refinamento na ponta do entalhe

Figura 3.2: Malha gerada no *Abaqus* para a análise por EF num corpo de prova tipo C(T), para valores de $b = 15\text{mm}$ e $\rho = 1\text{mm}$.

Foram considerados seis tipos de aplicação da carga ΔP sobre o CP tipo C(T):

- CASO 1. Carga ΔP distribuída em forma triangular: com carga máxima no ponto de contato entre o furo e o pino e carga nula a cada lado do furo (vide Figura 3.3a).
- CASO 2. Carga ΔP distribuída em forma senoidal: com carga máxima no ponto de contato entre o furo e o pino e carga nula a cada lado do furo (vide Figura 3.3b).
- CASO 3. Carga simetricamente distribuída em cinco componentes como mostrado na Figura 3.3c.
- CASO 4. Carga distribuída em três componentes: $\Delta P/2$ no ponto de contato entre o furo e o pino e $\Delta P/4$ a cada lado do furo (vide Figura 3.3d).
- CASO 5. Carga simetricamente distribuída em três componentes, com carga nula a cada lado do furo (vide Figura 3.3e).
- CASO 6. Carga pontual ΔP atuando no ponto de contato entre o furo e o pino que transmite a carga de tração das garras ao CP (vide Figura 3.3f).

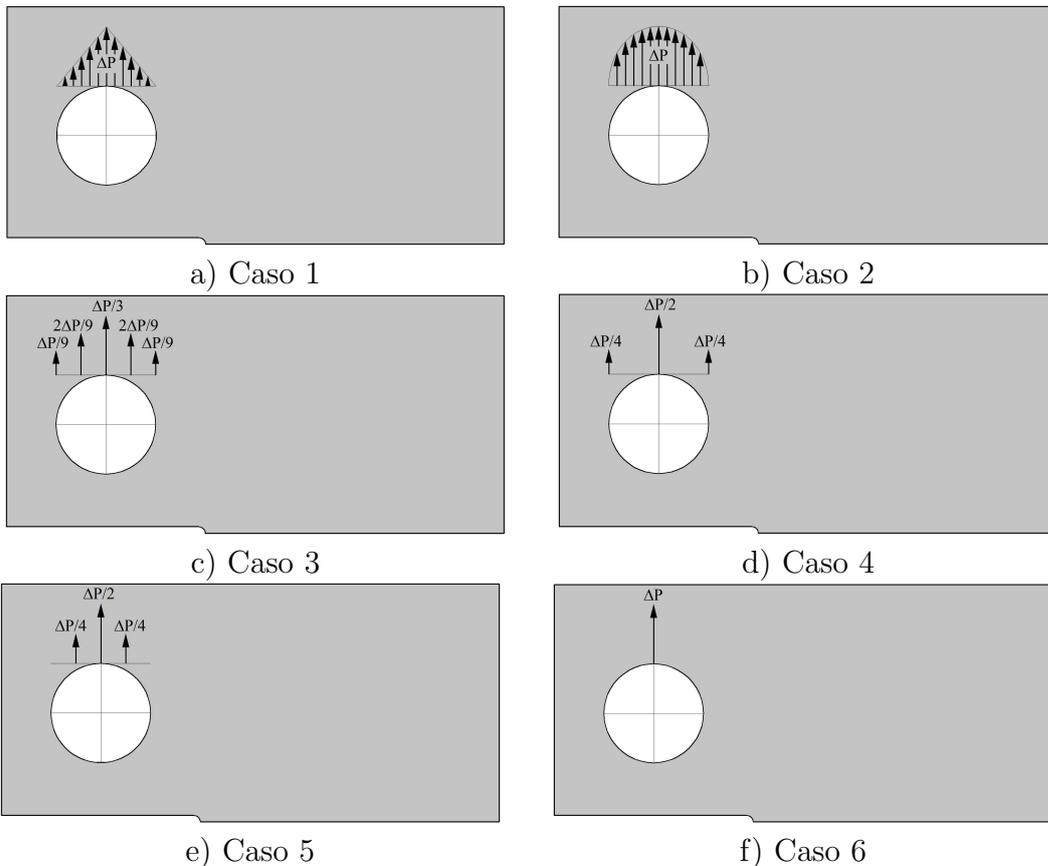


Figura 3.3: Tipos de carregamento analisados por EF no corpo de prova tipo C(T).

Para os seis casos de aplicação da carga ΔP mostrados na Figura 3.3 se determinou o campo de tensões à frente da ponta da trinca e o gradiente da tensão paralela à carga ΔP ao longo da direção do avanço da trinca $f(x)$ (vide Figura 3.4), em relação à tensão nominal $\Delta\sigma_n$ determinada com a Eq. (3.1).

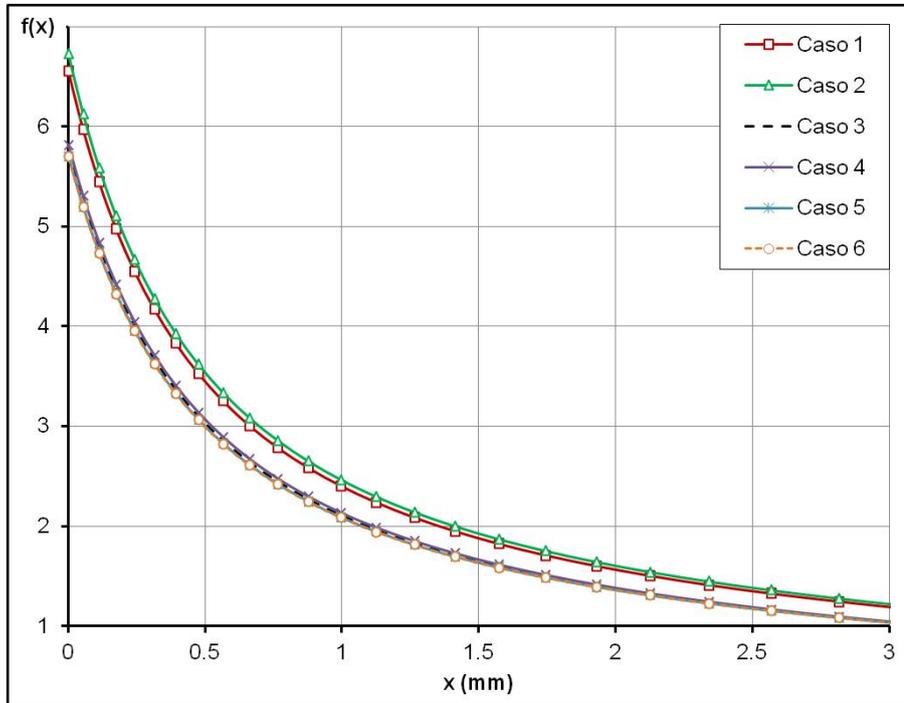


Figura 3.4: Gradiente de tensão à frente da ponta do entalhe, obtido por EF para um C(T), quando $b = 15\text{mm}$ e $\rho = 1\text{mm}$.

O valor do gradiente $f(x)$ quando $x = 0$ (ou seja, na ponta do entalhe) representa o valor do fator de concentração de tensão, $f(0) = K_t$. Sendo assim, o valor de K_t determinado para os casos 1 a 6 é 6.55, 6.73, 5.75, 5.81, 5.70 e 5.70, respectivamente. Na Figura 3.4 vale a pena notar que as curvas correspondentes aos casos de cargas pontuais são levemente diferentes se comparadas com as curvas das cargas distribuídas (Casos 1 e 2).

3.4

Aplicação do modelo GT a um corpo de prova tipo C(T)

Para viabilizar a aplicação do modelo GT ao C(T) modificado da Figura 3.1, o entalhe foi aproximado a uma semi-elipse de semieixos b e c , com um raio de ponta $\rho = c^2/b$ (vide Figura 3.1b). A aplicação do modelo GT consiste em resolver o sistema de equações da Eq. (2.23). Para aplicar este modelo é preciso conhecer três parâmetros: o limiar de propagação de trincas longas ΔK_0 e o limite de fadiga ΔS_0 , que são característicos para cada material, e o parâmetro de Bazant γ . Segundo a Tabela 3.2, para um aço A36, o limiar de propagação é $\Delta K_0 = 6\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$. O parâmetro de Bazant é assumido como $\gamma = 6$, segundo

a recomendação de [7]. Já o limite de fadiga pode ser estimado a partir da resistência última S_R , como se detalha a seguir.

Com base em dados de propriedades mecânicas de aços coletadas na literatura, Atzori *et. al.* [22] fizeram um estudo estatístico para estimar o limite de fadiga característico dos aços como função da sua resistência à ruptura, dependendo do teor de carbono no aço. No diagrama da Figura 3.5 sintetiza-se toda a análise feita, em termos do coeficiente de fadiga FR , que é definido como a razão entre o limite de fadiga do material S_L para uma carga totalmente alternada ($R = -1$) e a resistência à ruptura S_R . Para determinar o valor de FR , três retas foram ajustadas pelas Eq. (3.2) a (3.4) aos dados apresentados na Figura 3.5, onde a reta superior interpola 1% dos valores de FR , a reta inferior interpola 99% dos valores de FR e a reta central interpola a média de FR .

$$1\% \text{ de } FR : FR = -0.2511 \cdot C(\%) + 0.6685 \quad (3.2)$$

$$\text{Média de } FR : FR = -0.183 \cdot C(\%) + 0.5338 \quad (3.3)$$

$$99\% \text{ de } FR : FR = -0.1059 \cdot C(\%) + 0.4081 \quad (3.4)$$

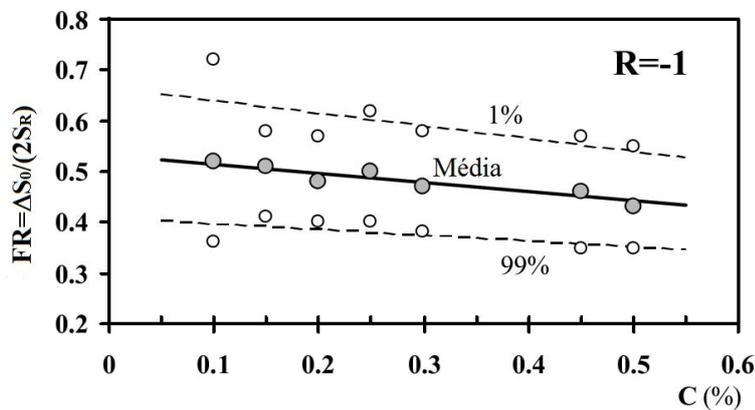


Figura 3.5: Coeficiente de fadiga FR versus teor de carbono para aços.

Segundo a norma ASTM A36/A36M-08 o máximo teor de carbono para uma barra de aço A36 com espessura de hasta 20mm é 0.26%. Levando em conta a Eq. (3.3) obtém-se um $FR = 0.5$. Portanto, o limite de fadiga de CPs não entalhados foi determinado como $S'_L = 0.5 \cdot S_R$ para a razão de tensão $R = -1$ (carga totalmente alternada, $\sigma_m = 0$).

Para estimar o limite de fadiga para condições de carga pulsante ($R = 0$) é preciso utilizar curvas $\sigma_a \sigma_m$ que quantificam o efeito das tensões medias σ_m em fadiga, além do efeito da componente alternada de tensão σ_a . As

curvas $\sigma_a\sigma_m$ tradicionalmente usadas são as de Goodman, Gerber e Soderberg, representadas pelas Eq. (3.5), (3.6) e (3.7), respectivamente.

$$\text{Goodman: } \frac{\sigma_a}{S_F(N)} + \frac{\sigma_m}{S_R} = 1 \quad (3.5)$$

$$\text{Gerber: } \frac{\sigma_a}{S_F(N)} + \left(\frac{\sigma_m}{S_R}\right)^2 = 1 \quad (3.6)$$

$$\text{Soderberg: } \frac{\sigma_a}{S_F(N)} + \frac{\sigma_m}{S_E} = 1 \quad (3.7)$$

onde $S_F(N)$ é a resistência à fadiga para um determinado número de ciclos N .

Na Figura 3.6 são plotadas as curvas $\sigma_a\sigma_m$ típicas. Como já foi indicado acima, quando $\sigma_m = 0$ ($R = -1$) e para uma vida infinita, a resistência $S_F(N)$ é o limite de fadiga $S'_L = 0.5 \cdot S_R$. Entretanto, quando $\sigma_a = 0$ ($R = 1$), a resistência $S_F(N)$ é a resistência estática S_R ou S_E , segundo a curva considerada.

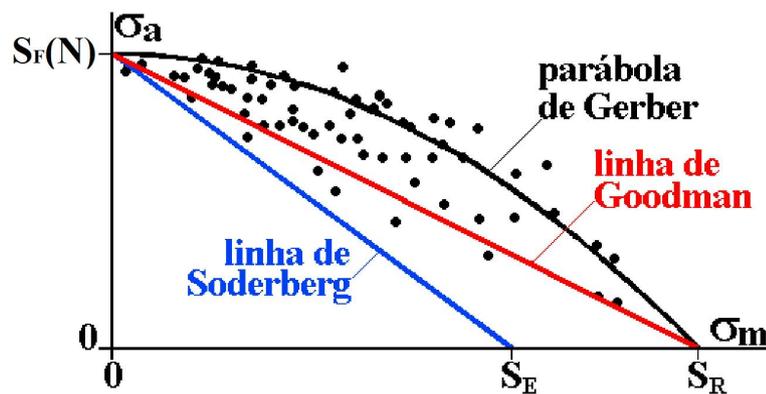


Figura 3.6: Esquema de curvas $\sigma_a\sigma_m$ típicas [1].

A regra de Goodman é a mais utilizada nos projetos estruturais. Usando a linha de Goodman, o limite de fadiga de um CP não entalhado submetido a uma carga pulsante ($R = 0$) é $\Delta S_0 = 2 \cdot S_R/3$.

Uma vez determinado o valor do limite de fadiga ΔS_0 , o modelo GT aplicado mediante a resolução da Eq. (2.23) permitiu obter o valor da gama $\Delta\sigma_n$ que iniciaria e propagaria uma trinca (limite de fadiga do CP mostrado na Figura 3.1) e o valor da maior trinca não-propagante a_{max} que este CP poderia tolerar. Conhecida a gama $\Delta\sigma_n$, a gama da carga ΔP pode ser facilmente calculada mediante a Eq. (3.1). Precisamente nas experiências em laboratório, este valor de ΔP deve ser ingressado no controle da máquina de ensaios de fadiga e, portanto, é o parâmetro que controla o ensaio e a carga no CP.

Desta forma, considerando a geometria do CP mostrado na Figura 3.1, mas com um raio de entalhe $\rho = 0.5\text{mm}$, o parâmetro de Bazant

$\gamma = 6$, as propriedades do aço A36 estimadas em $\Delta K_0 = 6\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ e $\Delta S_0 = 2 \cdot S_R/3 = 276\text{MPa}$, as funções adimensionais $f(a, \rho)$ da Eq. 2.21 e $g(a, \Delta S_0/\Delta\sigma_n, \Delta K_0/\Delta S_0, \gamma)$ da Eq. 2.22 são plotadas na Figura 3.7. Assim, para cada raio da ponta do entalhe ρ são obtidas diferentes curvas da função f . Para cada uma dessas curvas, existe somente uma curva da função g que representa a solução do sistema de equações da Eq. 2.23. O parâmetro que governa a função g é a tensão $\Delta\sigma_n$ que, por sua vez, depende da carga ΔP aplicada no CP na máquina de ensaio. Para o exemplo considerado na Figura 3.7, a curva g tangencia em um ponto a curva f quando a razão $\Delta S_0/\Delta\sigma_n = 5.9$, que, segundo a definição, representa o valor do fator de concentração de tensão em fadiga K_f . O ponto de tangencia representa o valor da máxima trinca nao-propagante e, neste caso, é $a_{max} = 0.144\text{mm}$.

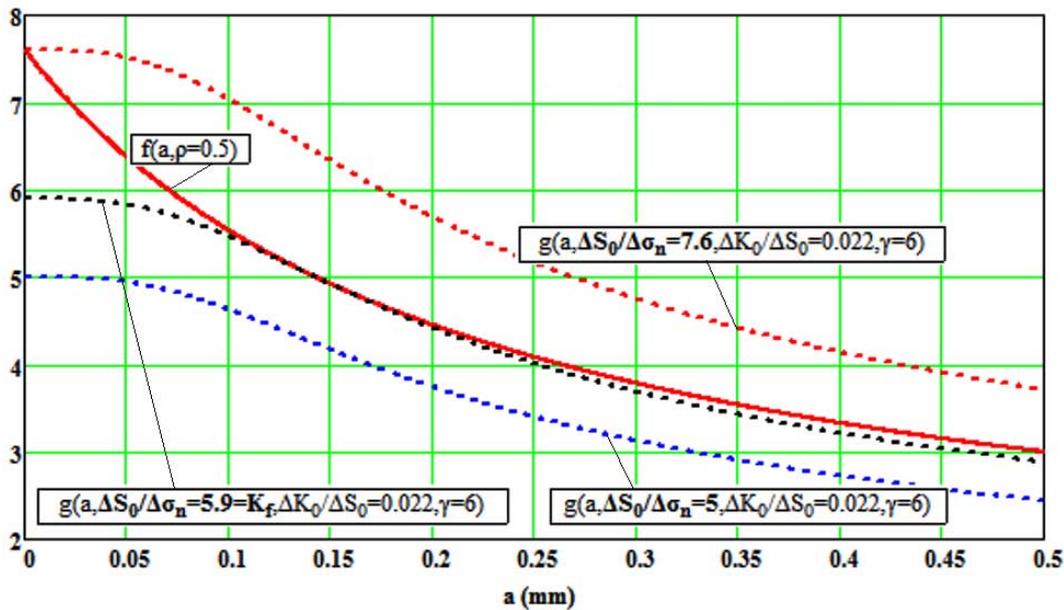


Figura 3.7: Funções adimensionais $f(a)$ e $g(a, \Delta S_0/\Delta\sigma_n, \Delta K_0/\Delta S_0, \gamma)$ para valores de $\rho = 0.5\text{mm}$ e $\Delta\sigma_n = 46.78\text{MPa}$, respectivamente.

Na Figura 3.8 se apresentam os resultados numéricos do fator de tensões em fadiga $K_f = \Delta S_0/\Delta\sigma_n$ para vários raios de ponta de entalhe ρ . Esta figura também inclui o valor do fator de concentração de tensões K_t como função de ρ , estimado por Creager-Paris (Eq. (2.9)).

Segundo a afirmação de Frost [12], a diferença entre os fatores de concentração de tensões K_t e K_f define a aparição de trincas de fadiga não-propagantes. Os resultados mostrados na Figura 3.8 evidenciam a tendência que tem o fator K_f de igualar o valor de K_t conforme o raio ρ aumenta. Deste modo, a geração de trincas não-propagantes é restrita a um intervalo que vai desde $\rho \approx 0$ até um valor $\rho_{max} \approx 1\text{mm}$ onde $K_f \approx K_t$. Para o aço A36

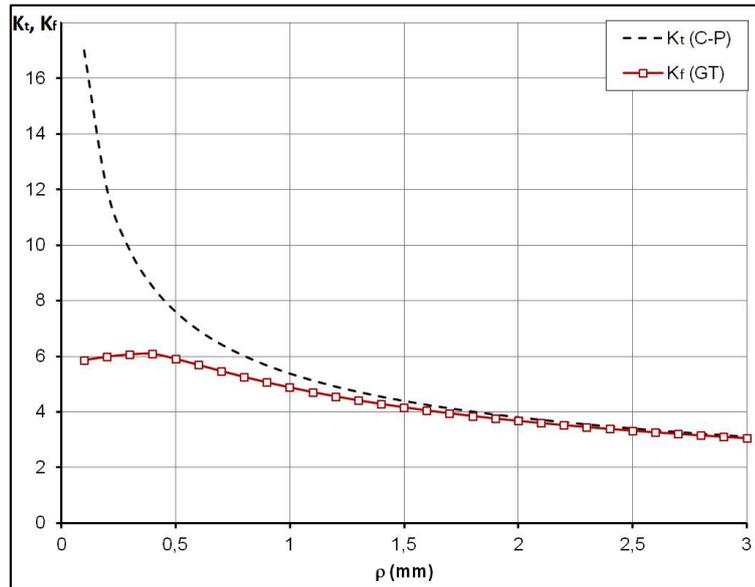


Figura 3.8: Fator de concentração de tensão linear elástico K_t e fator de concentração de tensão em fadiga K_f , determinado pelo modelo GT, em função do raio da ponta do entalhe ρ , para $b = 15\text{mm}$.

analisado, o tamanho característico das trincas curtas, calculado mediante a Eq. (2.13), é $a_0 = 120\mu\text{m}$, assumindo um valor do fator de superfície livre $\alpha = 1.215$. Logo, neste caso trincas não-propagantes só poderão ser geradas para raios de ponta $\rho < 8 \cdot a_0$.

Assim, após a determinação dos valores dos fatores K_t e K_f pode-se estabelecer uma faixa da gama do FIT onde, segundo Frost, trincas não propagantes apareceriam. O limite superior desta faixa é a gama do FIT causada por uma tensão nominal $\Delta S_0/K_f$ e o limite inferior é a gama do FIT causada por uma tensão nominal $\Delta S_0/K_t$, como se mostra no gráfico da Figura 3.9 para um valor de $\rho = 0.1\text{mm}$. Nesse caso, a maior trinca não-propagante tolerável foi de $a_{max} = 0.653\text{mm}$.

Já para um raio da ponta do entalhe $\rho = 1\text{mm} \approx 8 \cdot a_0$, a maior trinca não-propagante tolerável foi de $a_{max} = 0.087\text{mm}$ (vide Figura 3.10).

Como foi indicado na Seção 2.6, além do limite de fadiga do CP entalhado, e conseqüentemente, do fator K_f , o modelo GT também permite determinar o tamanho da maior trinca não-propagante a_{max} que poderia nascer por fadiga na raiz do entalhe. A Figura (3.11) mostra os valores de a_{max} em função do radio da ponta ρ do entalhe.

Idealmente, seria melhor trabalhar com os maiores raios de ponta de entalhe ρ possíveis devido à facilidade da usinagem dos CPs. Por outro lado, também é importante levar em consideração que quando menor o raio ρ , maior o tamanho da maior trinca não-propagante a_{max} prevista e, portanto, o método de detecção e medição é mais confiável e robusto. Assim, na prática o valor

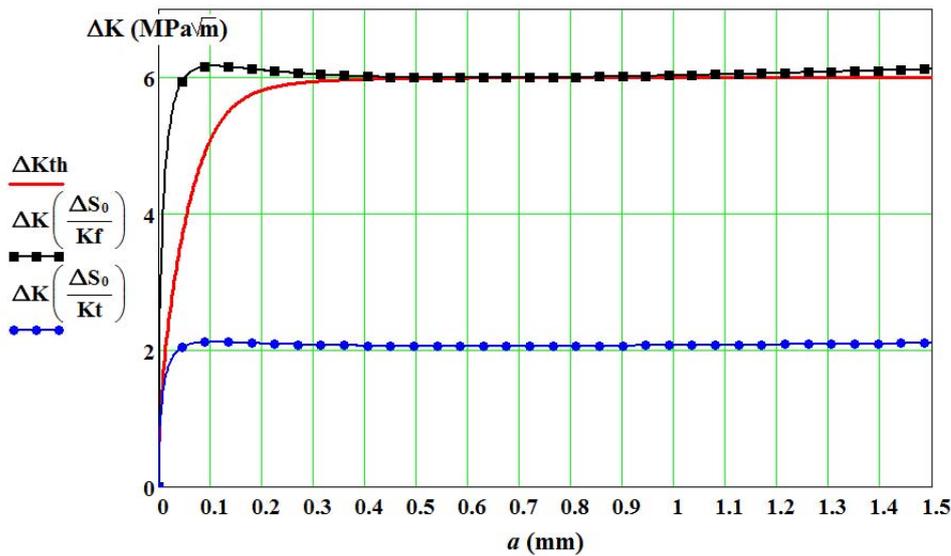


Figura 3.9: Limiar de propagação ΔK_{th} e faixa da gama do FIT onde se teria trincas não-propagantes em função do tamanho da trinca a , para $\rho = 0.1\text{mm}$.

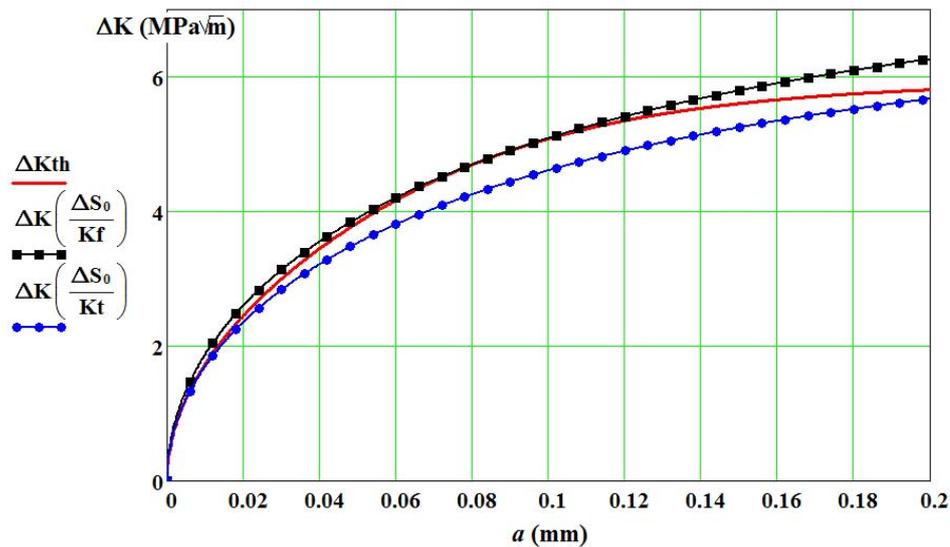


Figura 3.10: Limiar de propagação ΔK_{th} e faixa da gama do FIT onde se teria trincas não-propagantes em função do tamanho da trinca a , para $\rho = 1\text{mm}$.

do raio ρ gera um compromisso entre a facilidade de usinagem dos CPs e a aplicação do método de detecção das trincas. Segundo os resultados numéricos mostrados na Figura 3.11, para raios de ponta $\rho \leq 1\text{mm}$ se deveria ter trincas não-propagantes na faixa $839\mu\text{m} > a_{max} > 87\mu\text{m}$. Estes valores podem ser medidos com relativa facilidade em um microscópio óptico.

3.5 Análise de sensibilidade do modelo GT

O modelo GT é inteiramente baseado em fundamentos mecânicos bem conhecidos, e não precisa do enfoque arbitrário de nenhum parâmetro de

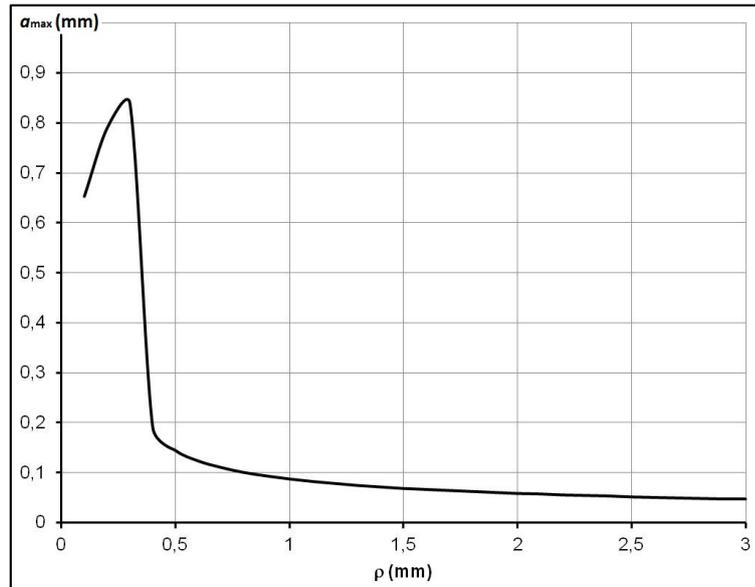


Figura 3.11: Previsão da maior trinca não-propagante a_{max} em função do raio da ponta ρ do entalhe, para $b = 15\text{mm}$.

distância crítica. Sob condições fixas de carga ($\Delta\sigma$, R), o presente modelo é função do limiar de propagação de trinca longa ΔK_0 e do limite de fadiga ΔS_0 (que por sua vez depende da resistência última S_R). Tanto ΔK_0 como ΔS_0 são propriedades mecânicas bem definidas, mas relativamente dispersas. Todavia, o modelo utiliza o parâmetro de ajuste de dados experimentais de Bazant γ , que de fato poderia melhorar o modelo ETS de trincas curtas não-propagantes usando o diagrama K-T ou algum diagrama similar. Portanto, vale a pena avaliar como estes parâmetros podem influenciar nas previsões feitas pelo modelo GT.

Assim, com o intuito de avaliar a robustez do modelo GT, se apresenta a seguir uma análise da influência da variação de cada um dos três parâmetros envolvidos neste modelo nos resultados numéricos obtidos.

3.5.1 Parâmetro de Bazant

Para uma configuração de geometria e dimensões determinada do CP, o valor do fator K_t não é influenciado pelo valor do parâmetro de Bazant γ (vide Eq. (2.2), (2.3) e (2.9)). Entretanto, o fator K_f diminui na medida em que γ aumenta. A Figura 3.12 mostra como variam as curvas de K_f para valores do parâmetro de Bazant γ de 3, 4, 6 e 8. Na medida em que ρ aumenta, a diferença entre estas curvas diminui, e todas elas tendem para K_t para valores de $\rho > 1,5\text{mm}$, aproximadamente. A redução no valor de K_f implica que a resistência limite de fadiga no CP entalhado aumente, pois $K_f = \Delta S_0 / \Delta \sigma_n$.

Logo, as previsões são menos conservativas na medida em que o valor do parâmetro γ aumenta.

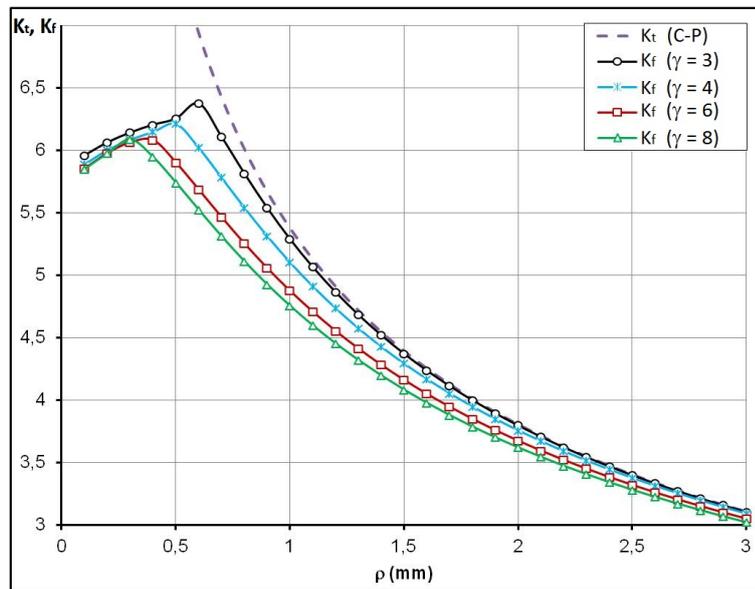


Figura 3.12: Influência do valor do parâmetro de Bazant γ no valor de K_f .

3.5.2 Estimativas do limite de fadiga

Além do valor estimado para o limite de fadiga ΔS_0 a partir do diagrama de Goodman, este limite também pode ser estimado utilizando as outras duas curvas $\sigma_a \sigma_m$ mostradas na Figura 3.6, que correspondem às de Gerber e Soderberg. Vale a pena salientar que a parábola de Gerber tende a ajustar melhor os pontos experimentais do que a linha de Goodman, enquanto que a linha de Soderberg tende a ser conservativa demais e é pouco utilizada. Mesmo assim, estas duas curvas podem ser utilizadas para estimar uma faixa de variação do limite de fadiga e como ela influencia nos resultados numéricos do modelo GT.

Utilizando a parábola de Gerber, o limite de fadiga de um CP submetido a carga pulsante ($R = 0$) é $\Delta S_0 = 2 \cdot (\sqrt{2} - 1) \cdot S_R = 343 \text{MPa}$. Da mesma forma, a linha de Soderberg resulta em $\Delta S_0 = 2S_E S_R / (2S_E + S_R) = 215 \text{MPa}$. No diagrama da Figura 3.13 se mostram os resultados numéricos obtidos com estes valores e se comparam com os resultados obtidos utilizando a linha de Goodman. Deste modo, as previsões feitas com o modelo GT são menos conservativas para a curva K_f utilizando a curva de Soderberg e, por conseguinte, quando o valor do limite de fadiga ΔS_0 diminui.

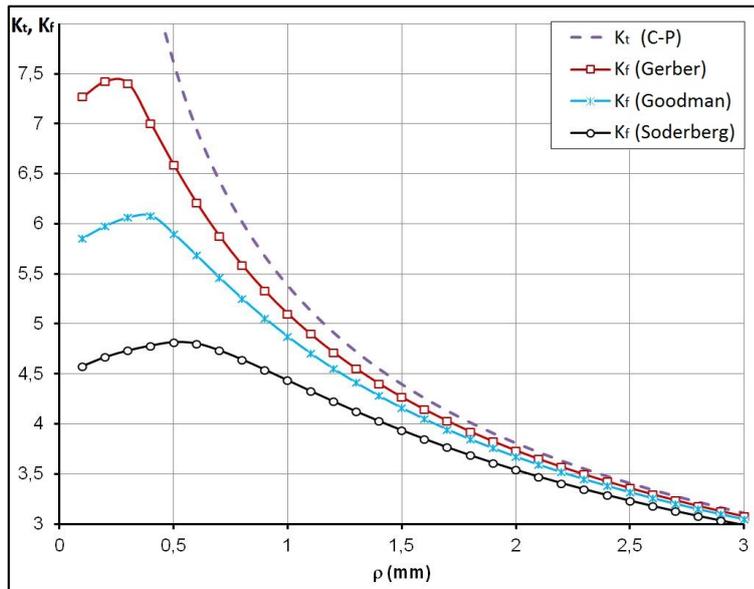


Figura 3.13: Influência do valor de ΔS_0 , estimado por Gerber, Goodman e Soderberg, no valor de K_f .

3.5.3 Estimativas do limiar de propagação

É conhecido que o limiar de propagação de um material não pode ser estimado em função de outra propriedade mecânica, e.g., a resistência última S_R . Isto pode ser confirmado pela grande dispersão dos dados experimentais apresentados na Figura 3.14. Ainda assim, Atzori *et. al.* [22] conseguiram ajustar dados experimentais para aços coletados na literatura a partir de diagramas ΔK_{th} versus $\Delta S_0 / \Delta K_{th}$, em uma curva representada pela Eq. (3.8), mas com um fator de correlação F^2 muito baixo devido à grande dispersão dos dados.

$$\Delta K_{th} = 53 \cdot \left(\frac{\Delta S_0}{\Delta K_{th}} \right)^{-0.444}; \quad (F^2 = 0.52) \quad (3.8)$$

Como regra geral, o limiar de propagação tende a diminuir quando a carga estática aumenta i.e., quando a razão de tensão R aumenta [1]. O diagrama da Figura 3.15 mostra alguns dados típicos do limiar de propagação ΔK_{th} de vários aços para $R \geq 0$. Estes dados foram ajustados por Barsom & Rolfe [24] a duas retas, como se apresenta na Eq. (3.9).

$$\Delta K_{th}(R) = \begin{cases} 6 & \text{se } 0 \leq R \leq 0.17 \\ 7 \cdot (1 - 0.85R) & \text{se } R > 0.17 \end{cases} \quad (3.9)$$

Para o aço A36 sob carga pulsante ($R = 0$), aplicando as Eq. (3.8) e (3.9), obtém-se valores de ΔK_0 de 14.19 e 6 MPa \sqrt{m} , respectivamente. A grande diferença entre estes valores obtidos para o mesmo material confirma a

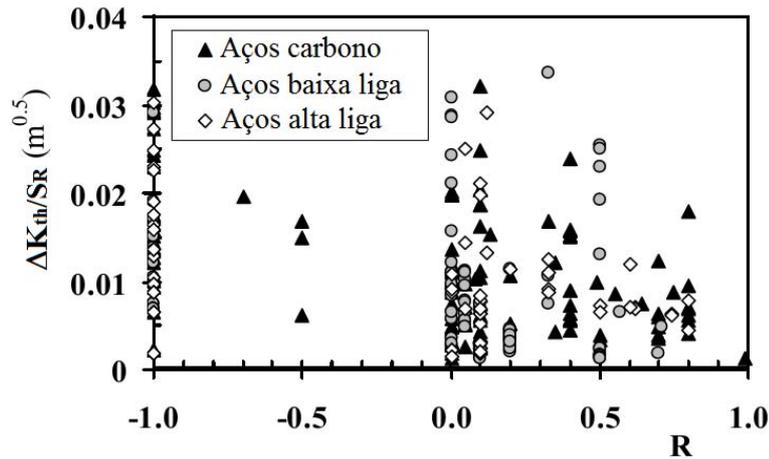


Figura 3.14: Relação entre $\Delta K_{th}/S_R$ e R para aços [23].

dificuldade para estimar valores do limiar ΔK_0 e a necessidade de fazer ensaios para determiná-lo experimentalmente. Por outro lado, ensaios feitos por Durán et al. [21] num aço 1020, que tem propriedades mecânicas similares às do aço A36, permitiram obter um valor de ΔK_0 de $11.6 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Todos os resultados numéricos obtidos foram feitos utilizando um valor de $\Delta K_0 = 6 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

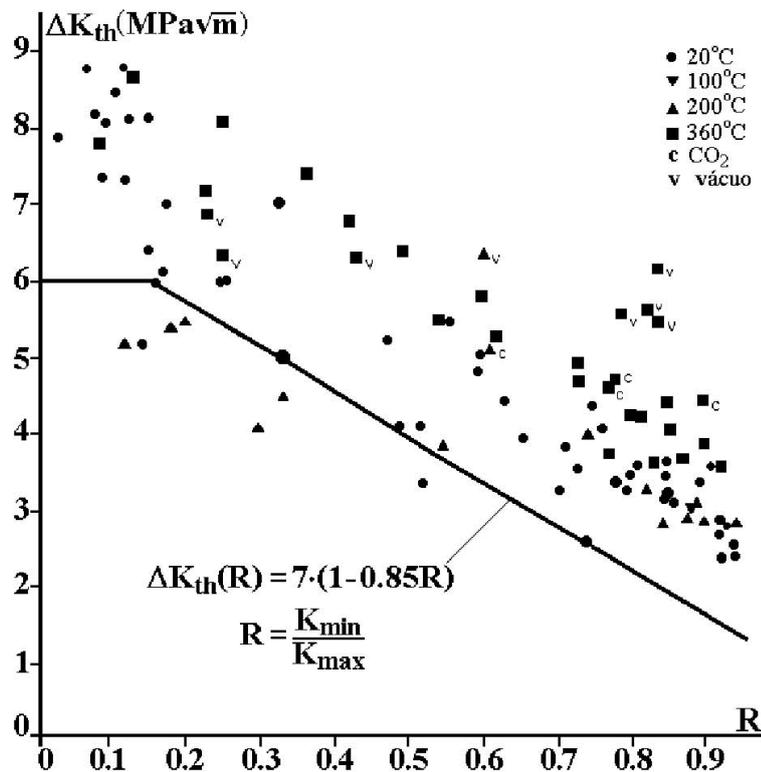


Figura 3.15: Limiar de propagação ΔK_{th} versus razão de tensão R para alguns aços [24].

Devido à grande faixa de variação dos valores do limiar de propagação ΔK_0 , é preciso analisar como esta variação afeta a robustez do modelo GT

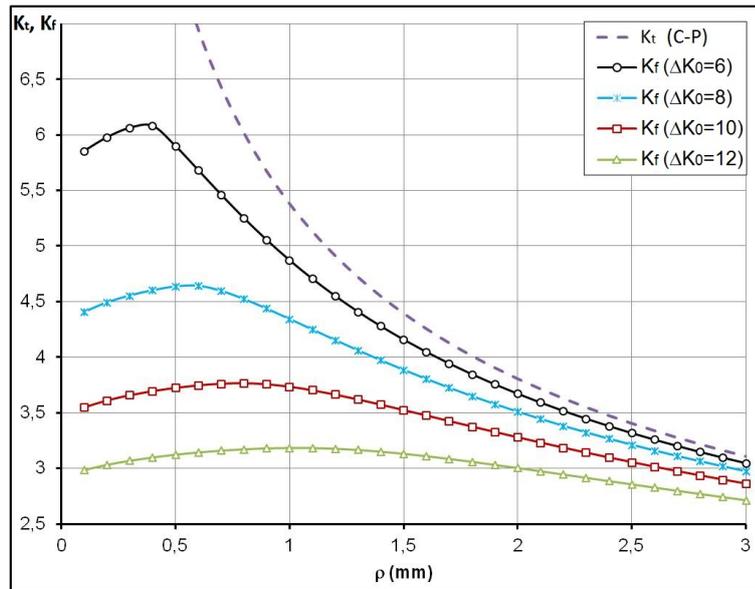


Figura 3.16: Influência do valor do limiar de propagação de trincas longas ΔK_0 no valor de K_f .

proposto. No diagrama da Figura 3.16 se apresentam as curvas de K_f para valores de ΔK_0 de 6, 8, 10 e 12 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, que convergem em um mesmo valor (similar a K_t) na medida em que ρ aumenta. Note-se também que quanto menor o limiar de propagação ΔK_0 , maior o valor de K_f e, portanto, menor é a faixa de valores de ρ onde $K_f < K_t$, i.e., onde trincas não-propagantes podem ser geradas. Além disso, também será menor o tamanho da maior trinca não-propagante, dificultando o processo de detecção e/ou medição do tamanho da trinca durante e depois dos ensaios de fadiga.

3.5.4

Influência do parâmetro de Bazant, do limite de fadiga e do limiar de propagação no tamanho da maior trinca não-propagante tolerável

Além do fator de concentração de tensões em fadiga K_f , a maior trinca não-propagante a_{max} prevista com o modelo GT também é influenciada pelos três parâmetros mencionados acima, como se esperava. As Figuras 3.17-3.19 mostram a influência dos parâmetros γ , ΔS_0 e ΔK_0 , respectivamente, no valor de a_{max} .

3.6

Aplicação do modelo TCD a um corpo de prova tipo C(T)

Como foi mencionado na seção 2.7, para aplicar o modelo TCD é necessário saber qual é a gama de tensão elástica aplicada na direção da carga como função da distância x a partir da ponta do entalhe, $\Delta\sigma(x)$. Para não alterar a nomenclatura utilizada até agora, esta função $\Delta\sigma(x)$ será chamada

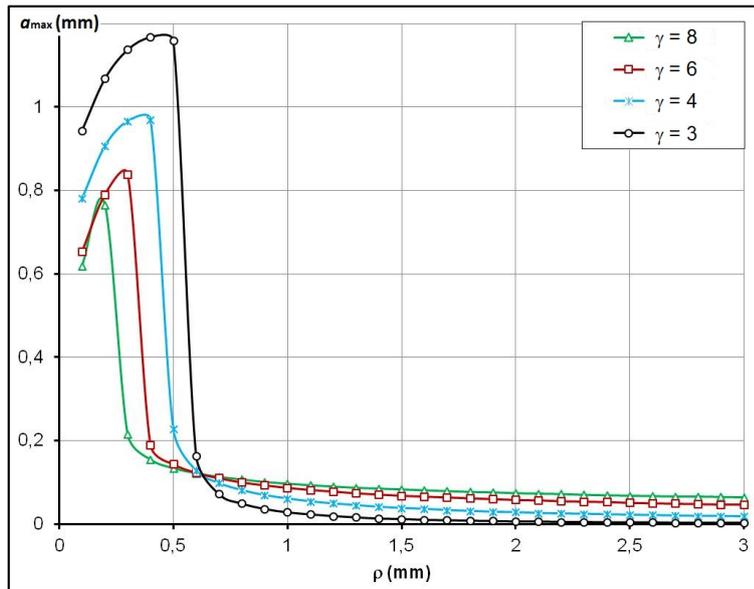


Figura 3.17: Influência do valor de γ no valor de a_{max} .

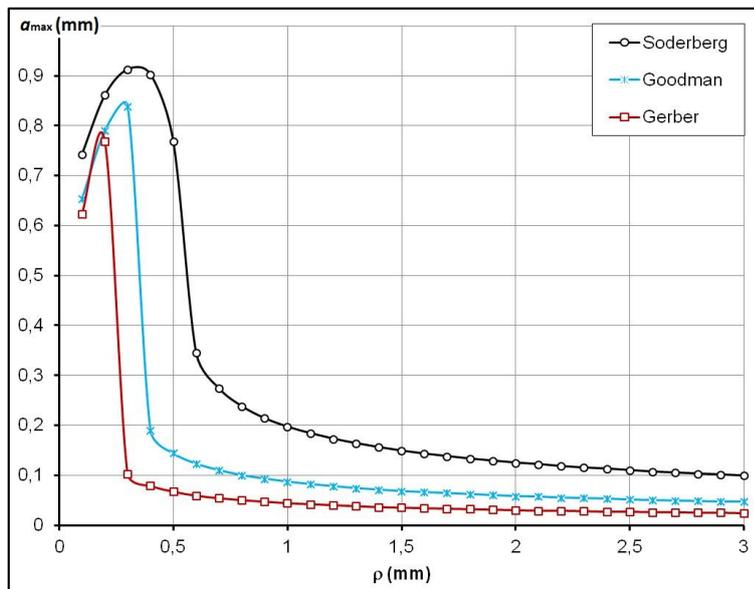


Figura 3.18: Influência do valor de ΔS_0 , estimado por Gerber, Goodman e Soderberg, no valor de a_{max} .

de $\Delta\sigma(a)$. Esta função pode ser escrita como o produto $\Delta\sigma(a) = f(a) \cdot \Delta\sigma_n$, onde $f(a)$ é o gradiente de tensão normal à trinca, estimado por Creager-Paris com a Eq. (2.21), para cada raio ρ específico. Já a gama da tensão nominal $\Delta\sigma_n$ é calculada com a Eq. (3.1).

Além da gama de tensão elástica $\Delta\sigma(a)$, também deve ser conhecido o parâmetro de distância crítica L do material que, similar ao tamanho característico a_0 , depende do limiar de propagação de trincas longas ΔK_0 e do limite de fadiga ΔS_0 e pode ser determinada pela Eq. (2.28). Para um CP de aço A36 com $\Delta K_0 = 6 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ e $\Delta S_0 = 2S_R/3 = 276 \text{ MPa}$, o valor do

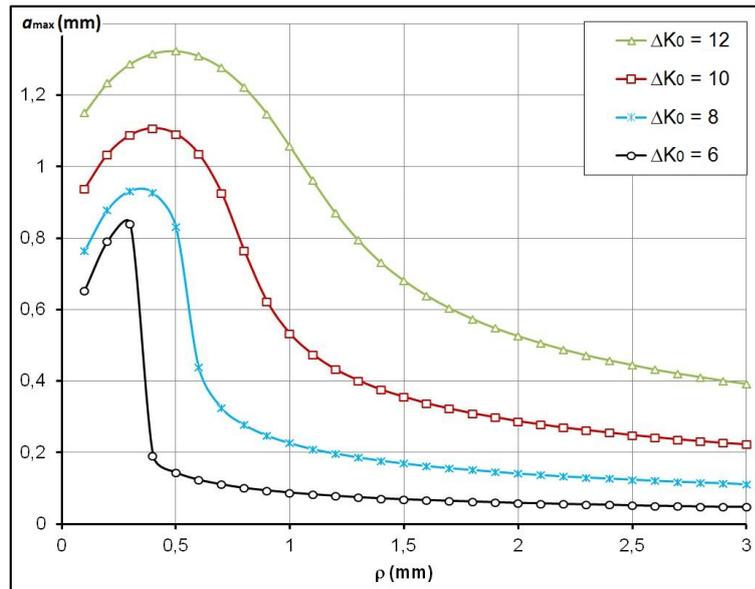


Figura 3.19: Influência do valor do limiar de propagação de trincas longas ΔK_0 no valor de a_{max} .

parâmetro de distância crítica é $L = 75\mu\text{m}$.

Nesta análise se utilizará a forma mais simples do modelo TCD, o método do ponto (PM), já explicado na Seção 2.7. A partir da aplicação deste método no CP tipo C(T) modificado se determina o valor da gama da tensão nominal $\Delta\sigma_n$ capaz de gerar e propagar uma trinca, como se indica na Eq. (3.10).

$$\begin{aligned} \Delta\sigma \left(a = \frac{L}{2} \right) &= f \left(a = \frac{L}{2} \right) \cdot \Delta\sigma_n \\ &= \Delta S_0 \\ \rightarrow \Delta\sigma_n &= \frac{\Delta S_0}{f \left(a = \frac{L}{2} \right)} \end{aligned} \tag{3.10}$$

Uma vez determinado o valor de $\Delta\sigma_n$, se calcula o valor do concentrador de tensões em fadiga como $K_f = \Delta S_0 / \Delta\sigma_n$. Note-se que K_f pode ser determinado diretamente a partir a partir da Eq. (3.10), $K_f = f(a = L/2)$. O gráfico da Figura 3.20 mostra os resultados obtidos mediante a aplicação deste modelo.

3.7 Ensaios múltiplos

O tipo de CP proposto é submetido a ensaios múltiplos para a obtenção de vários pontos experimentais a partir do mesmo CP, como se mostra na Figura 3.21. Para isso, uma vez que a trinca (propagante ou não-propagante) seja detectada na raiz do entalhe, o ensaio acaba e um novo entalhe tem que

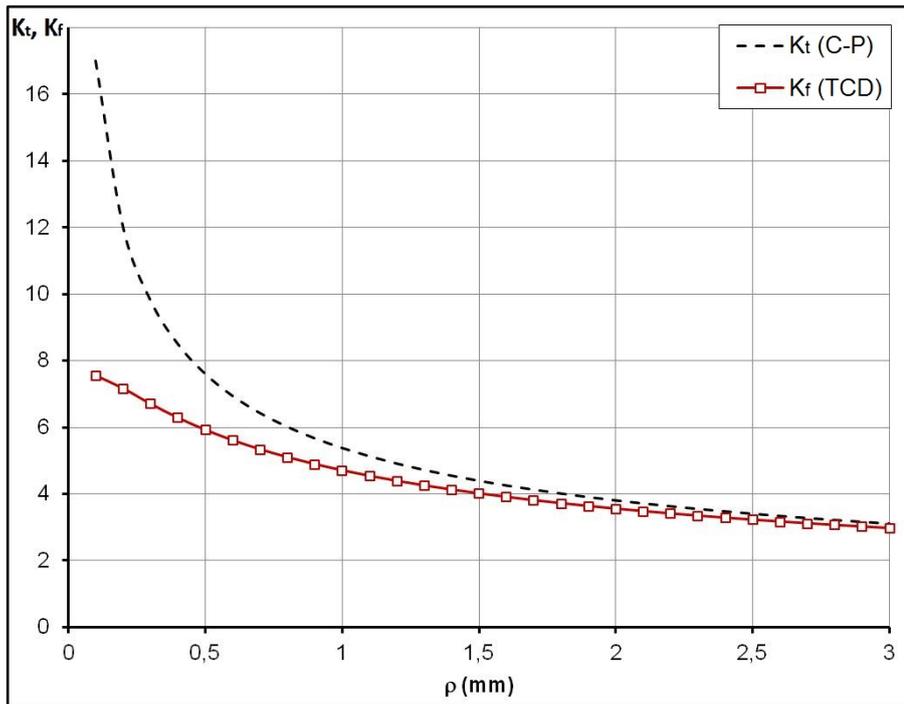


Figura 3.20: Fator de concentração de tensão linear elástico K_t e fator de concentração de tensão em fadiga K_f em função do radio da ponta do entalhe ρ , para $b = 15\text{mm}$.

ser usinado no mesmo CP. A nova dimensão da profundidade do entalhe b é determinada de forma que toda a zona plástica gerada pelo ensaio prévio seja removida. O procedimento é repetido até que o i -ésimo ligamento residual $l_{r,i} = W - b_i$ seja apropriado para levar a cabo um ensaio, onde b_i é a distancia b do i -ésimo entalhe usinado no mesmo CP.

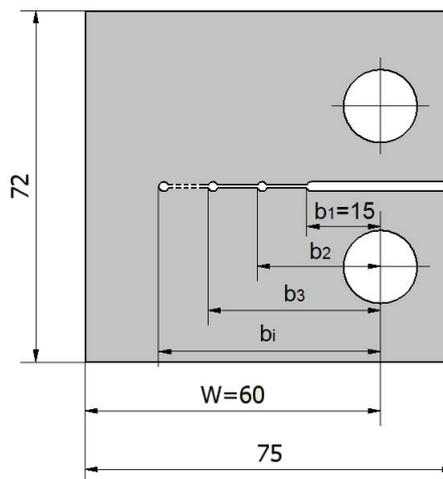


Figura 3.21: Configuração de um C(T) modificado para múltiplos ensaios.

No diagrama da Figura 3.22 se mostram os resultados obtidos pelo modelo GT quando o valor da distância b do entalhe é aumentada de 15mm a

38mm. Comparando a Figura 3.22 e a Figura 3.8 pode-se notar que o fato de variar o valor de b no CP afeta proporcionalmente a diferença entre os valores de K_t e K_f . Logo, as trincas não-propagantes também seriam geradas para valores menores do que $\rho \approx 8 \cdot a_0$.

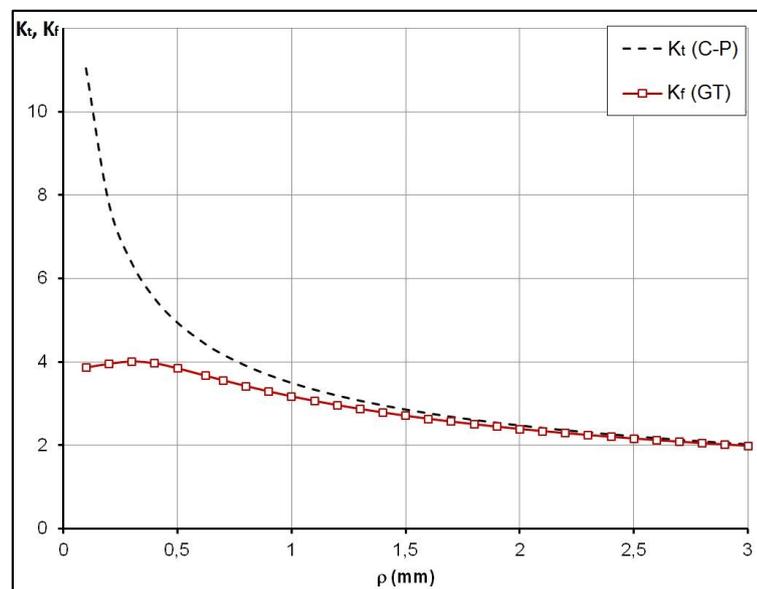


Figura 3.22: Fator de concentração de tensão linear elástico K_t e fator de concentração de tensão na fadiga K_f em função do raio do furo ρ , para $b = 38\text{mm}$.

3.8

Fabricação e preparação dos corpos de prova

3.8.1

Usinagem do CP

Os CPs foram usinados a partir de uma barra de seção retangular de aço A36 de $3 \times \frac{1}{2}$ polegadas. A usinagem foi feita com uma máquina-ferramenta fresadora, deixando uma superfície relativamente grossa nas faces do CP, onde as trincas devem nascer por fadiga.

3.8.2

Lixamento e polimento

Para melhorar o acabamento superficial deixado pela usinagem e permitir a detecção de eventuais trincas não-propagantes, as faces do CP foram submetidas ao processo de lixamento e polimento. Foram utilizadas lixas número 80 – 180 – 240 – 400 – 600 – 1200, nessa ordem. O lixamento foi feito em direções perpendiculares com cada número de lixa, de tal forma que o lixamento com a número 1200 ficou no sentido perpendicular à direção da propagação da trinca

(vide Figura 3.23). Devido ao grande tamanho do CP não foi possível utilizar uma politriz comum e foi necessário fazer um polimento localizado na ponta do entalhe (onde a trinca deveria nascer) mediante uma micro retifica DREMEL, usando panos com pasta de diamante de 6 – 3 – 1 μ m respectivamente para o acabamento final.

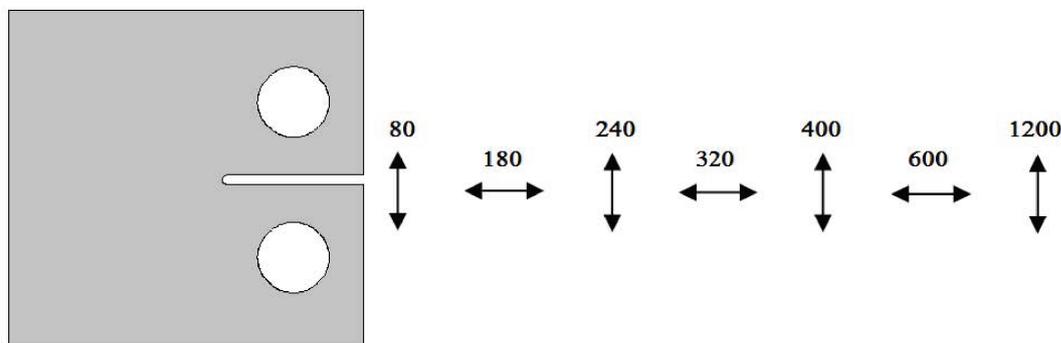


Figura 3.23: Direção do lixamento das faces do CP.

3.8.3

Usinagem do novo entalhe para ensaios múltiplos

Depois de uma trinca ter sido detectada, um novo furo foi feito a uma distância tal que a zona danificada deixada pelo ensaio prévio fosse completamente removida e assim, permitisse formar um novo entalhe. Os furos do entalhe foram usinados com uma furadeira, utilizando uma broca de diâmetro menor do que o desejado, com um passe final mediante alargador para garantir o acabamento e a precisão do diâmetro final do furo. O material existente entre os furos novo e prévio foi removido com serras manuais de 1mm e 0.2mm de espessura. A Figura 3.24 mostra um exemplo em que um novo entalhe foi usinado depois de ter feito com que uma trinca aparecesse no primeiro entalhe.

O procedimento foi repetido até que o n ésimo ligamento residual $l_{r,i} = W - b_i$ fosse grande o suficiente como para permitir fazer um novo ensaio, ou seja, que as condições lineares elásticas fossem mantidas.

3.9

Ensaio a fadiga dos CPs

Para aplicar o carregamento nos ensaios a fadiga foi utilizado um equipamento de ensaio marca *INSTRON* 8501, com célula de carga de 100kN de capacidade, com sistema de controle computadorizado (vide Figura 3.25). O tipo de carregamento foi cíclico, de forma sinusoidal, com uma carga mínima

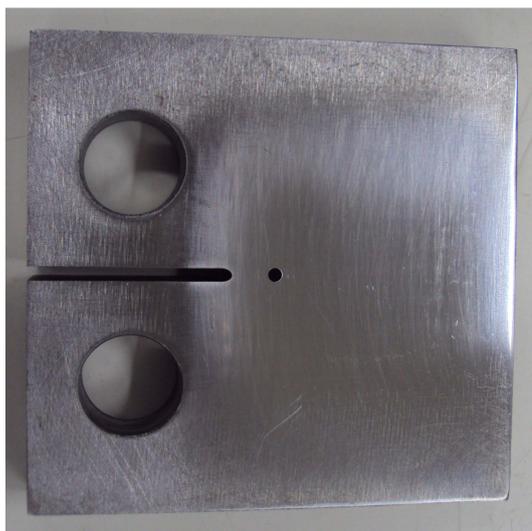


Figura 3.24: Esquema da usinagem de um novo entalhe no C(T).

$P_{min} = 0.2\text{kN}$ para garantir que os pinos que seguram o CP ficassem sempre em tração e assim evitar vibrações. A frequência inicial foi de 30Hz, e foi aumentada gradualmente até um valor em torno de 100Hz, dependendo da carga aplicada e da estabilidade na ciclagem, que foi monitorada com um osciloscópio.



Figura 3.25: Equipamento de ensaio marca INSTRON 8501.

O carregamento foi aplicado no CP seguindo um método similar ao método *Prot*, denominado *step test procedure*. Tendo-se determinado o limite de fadiga aplicando o modelo GT, o CP entalhado foi submetido a uma carga aproximadamente 5% menor do que o limite calculado, durante um bloco de

$N = 10^6$ ciclos. Depois de cada bloco, a carga foi aumentada em 10% até que uma trinca começasse a propagar a partir da raiz do entalhe no enésimo bloco. Posteriormente, o limite de fadiga do CP foi determinado com a Eq. (3.11).

$$S_L = \sigma_{a(i-1)} + \Delta\sigma_i \left(\frac{n_i}{N_b} \right) \quad (3.11)$$

onde $\sigma_{a(i-1)}$ é a amplitude da tensão aplicada sobre o CP no bloco prévio (aquela que não iniciou nenhuma trinca), $\Delta\sigma_i$ é o incremento no enésimo bloco (aquele que gerou a iniciação e propagação de uma trinca) e n_i é o número de ciclos que causa falha por fadiga no último bloco de ciclos [25].

3.10

Procedimento de monitoramento detecção das trincas

Durante a execução dos ensaios foi utilizado uma lente marca *NIKON* (vide Figura 3.26), com um aumento de 10X, para o monitoramento contínuo da ponta do entalhe com a finalidade de detectar o aparecimento de trincas (propagantes ou não-propagantes). Uma vez terminado o ensaio, o CP foi desmontado da máquina de ensaio e foi examinado com um microscópio óptico da fabricante *ZEISS* (vide Figura 3.27), modelo *Axioplan 2 imaging*, em modo de contraste campo claro, para a detecção das eventuais trincas não-propagantes nas duas faces do CP. Os aumentos usados das lentes do microscópio foram 5X 10X 20X e 50X. Foi usada uma câmera *Axio Cam HRc ZEISS* para a captura das imagens e o software utilizado foi o *AxioVision*, versão 4.7.



Figura 3.26: Lente de aumento óptico utilizado para visualização do aparecimento de trincas.



Figura 3.27: Microscópio óptico utilizado para visualização de eventuais trincas não-propagantes.