

4

Análise e comparação de resultados numéricos e experimentais obtidos

Neste capítulo se analisam e comparam os valores previstos e os resultados experimentais do fator de concentração de tensão em fadiga K_f . Os valores numéricos foram obtidos determinados mediante pelos os modelos do Gradiente de Tensões (GT) e pela Teoria da Distância Crítica (TCD). Os resultados experimentais foram obtidos nos ensaios de fadiga a que foram submetidos os corpos de prova (CPs) detalhados no Capítulo 3.

4.1

Comparação dos valores numéricos determinados pelos modelos GT e TCD

Na Figura 4.1 se comparam os valores numéricos do fator de concentração de tensões em fadiga K_f previstos pelos modelos GT e TCD. Estes valores correspondem ao primeiro entalhe ($b = 15\text{mm}$) de um CP como o mostrado na Figura 3.1.

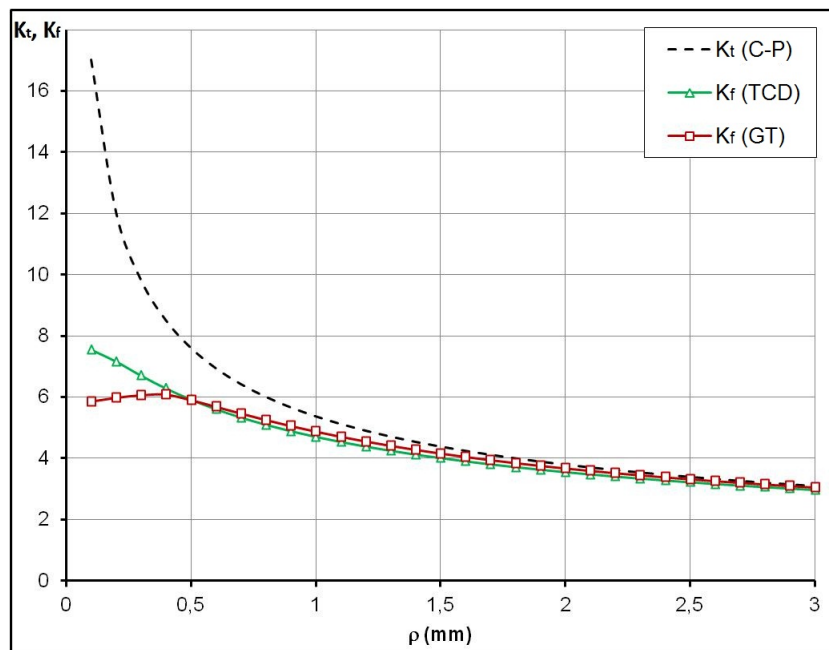


Figura 4.1: Comparação dos K_f determinados pelos modelos GT e TCD e o K_t estimado por Creager-Paris, para um C(T) com $b = 15\text{mm}$.

A diferença entre os valores dos K_f determinados pelos modelos GT e TCD é maior para entalhes afiados, com raios de ponta entre $0 < \rho < 0.5\text{mm}$, vide Figura 4.1. Sendo assim, o modelo GT gera resultados menos conservativos

do que o modelo TCD, pois se o valor de K_f diminui o valor do limite de fadiga para o CP entalhado aumenta, e vice-versa. Para valores de raios $\rho > 0.5\text{mm}$ as previsões feitas pelos dois modelos são similares. Esta tendência se mantém para entalhes com valores de profundidade b de 22.5, 28.5 e 38mm, como se mostra nas Figuras 4.2 a 4.4.

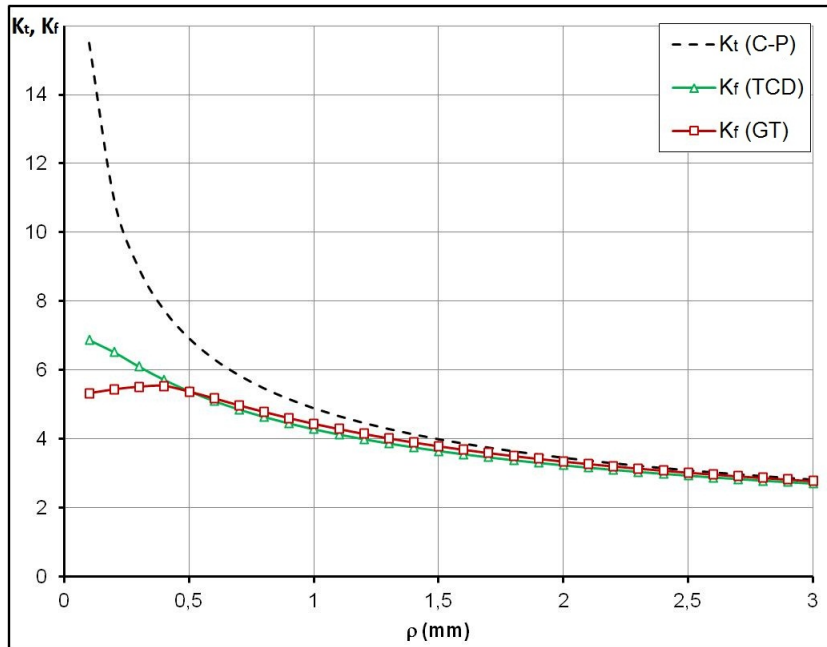


Figura 4.2: Comparação dos K_f determinados pelos modelos GT e TCD e o K_t estimado por Creager-Paris, para um C(T) com $b = 22.5\text{mm}$.

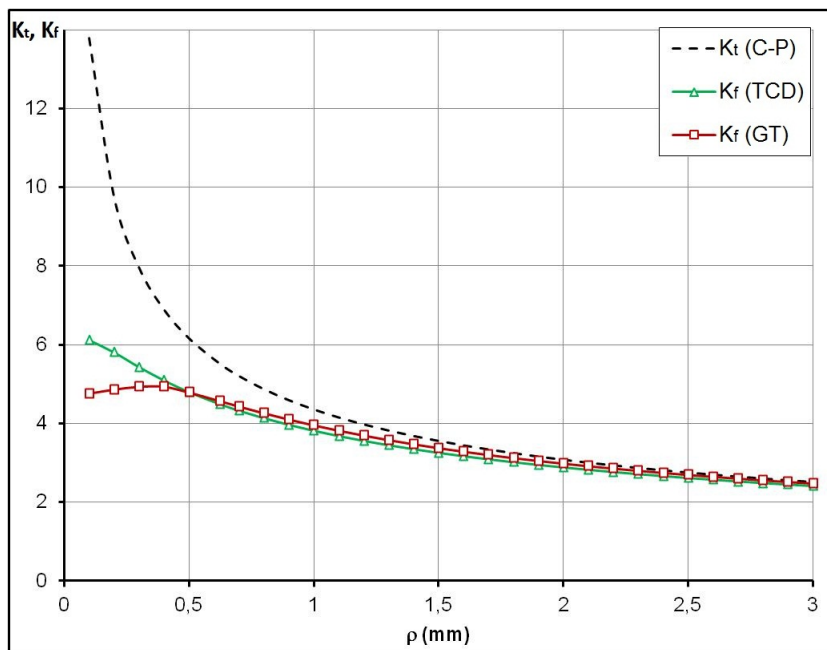


Figura 4.3: Comparação dos K_f determinados pelos modelos GT e TCD e o K_t estimado por Creager-Paris, para um C(T) com $b = 28.5\text{mm}$.

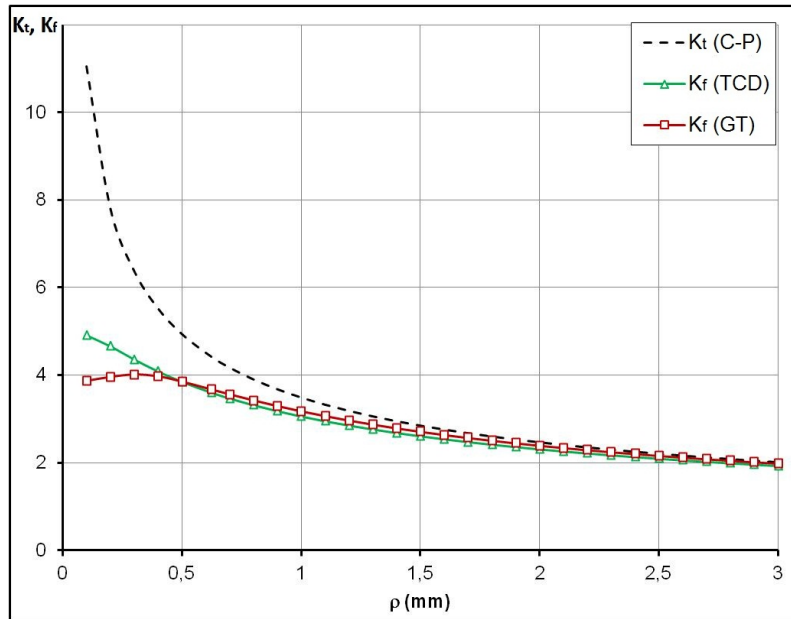


Figura 4.4: Comparação dos K_f determinados pelos modelos GT e TCD e o K_t estimado por Creager-Paris, para um C(T) com $b = 38\text{mm}$.

Vale a pena frisar que a medida que a profundidade do entalhe b aumenta, o valor do fator de concentração de tensões K_t diminui, um fato não intuitivo a simples vista.

4.2 Ensaio a fadiga

Foram feitos um total de 58 testes (considera-se um ensaio à aplicação de uma determinada carga no CP durante um bloco $N = 10^6$ ciclos) na tentativa de conseguir gerar trincas não propagantes. Foi contabilizado um total de aproximadamente $52 \cdot 10^6$ ciclos, que representa um valor aproximado de 150 horas de funcionamento da máquina de ensaios, a uma frequência na faixa entre 90 e 100Hz. O método de carregamento aplicado foi descrito na Seção 3.9. Como resultado deste programa de testes foram obtidos quatro pontos experimentais correspondentes ao valor do fator de concentração de tensões em fadiga K_f . O restante dos 58 testes foram testes parciais ou testes que apresentaram uma zona de deformação plástica muito grande que invalidou o resultado final.

Em princípio, o modelo GT foi aplicado ao CP analisado utilizando a teoria para uma placa submetida à tração (vide Seção 2.6.1). Isto originou previsões muito conservativas da carga que deveria iniciar e propagar uma trinca por fadiga, pois essa teoria não considera o efeito da tensão fletora causada pela carga ΔP aplicada num C(T). Estes resultados são mostrados na Tabela 4.1, para o caso do primeiro entalhe ($b = 15\text{mm}$). O fator K_t foi

ρ (mm)	K_t	Modelo GT						Modelo TCD
		a_{max} (μm)	K_f	$\Delta\sigma_{min}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{max}$ (MPa)	ΔP_{min} (kN)	ΔP_{max} (kN)	K_f
0.1	28.04	400	11.40	9.84	24.22	0.95	2.34	11.09
0.5	12.91	124	10.80	21.38	25.56	2.06	2.47	9.17
1.0	9.34	76	8.73	29.54	31.61	2.85	3.05	7.56
1.5	7.77	62	7.47	35.51	36.93	3.43	3.57	6.62

Tabela 4.1: Resultados do modelo GT para um CP tipo C(T), sem considerar o efeito da tensão fletora causada pela carga ΔP ($b = 15\text{mm}$).

calculado com a Eq. (2.3). As tensões máxima $\Delta\sigma_{max}$ e mínima $\Delta\sigma_{min}$ foram determinadas pelo critério de Frost, $\Delta S_0/K_f$ e $\Delta S_0/K_t$, respectivamente.

Com base nos resultados apresentados na Tabela 4.1, a carga que iniciaria e propagaria uma trinca por fadiga na ponta de um entalhe de raio $\rho = 1\text{mm}$ é $\Delta P_{max} = 2.83\text{kN}$. Seguindo a filosofia de Frost, trincas não-propagantes apareceriam para valores de carga ΔP menores do que 2.83kN , até um valor mínimo que corresponde a uma tensão de $\sigma_{min} = \Delta S_0/K_t$. Daí que uma carga ligeiramente menor (em 1%) do que ΔP_{max} foi escolhida para executar o teste No. 1 do programa de ensaios conhecido como *Step test procedure*, como se mostra na Tabela 4.2. Depois de completar um bloco de $N = 1.56 \cdot 10^6$ ciclos sem ter trincas, a carga foi aumentada em 5% para o teste No. 2. Mais uma vez não se obteve trincas e a carga foi aumentada em 10% para os testes subsequentes até o No. 11. Para o teste No. 12 o aumento foi de 40%, o que gerou uma trinca propagante de $a \approx 1.5\text{mm}$ numa das faces do CP em aproximadamente $n_i = 0.14 \cdot 10^6$ ciclos. A carga foi reduzida em 2% e depois mantida até a que a trinca apareceu na outra face do CP. Porém, esta trinca apareceu e não parou de propagar.

Como o resultado experimental foi totalmente diferente do valor previsto pelos dois modelos GT e TCD, se realizou uma nova análise para determinar a causa desta grande discrepância. Para isso, foi levada em conta a tensão fletora que a carga ΔP causa no CP, a mesma que tinha sido desconsiderada até o momento. Sendo assim, todos os cálculos foram refeitos a fim de corrigir as previsões apresentadas na Tabela 4.1, mas agora aplicando a teoria indicada na Seção 2.6.2. Os novos valores numéricos determinados se apresentam na Tabela 4.3. Desta vez, o fator K_t foi estimado por Creager-Paris (vide Eq. (2.9)).

Com base nos testes feitos no CP1 (vide Tabela 4.2) e nos novos resultados obtidos pela correção no modelo GT, um programa de testes similar foi aplicado ao entalhe de comprimento $b = 15\text{mm}$ do CP2 e do CP3, mas desta

Teste No.	Variação ΔP (%)	ΔP (kN)	R	f (Hz)	$N/10^6$ (Ciclos)	Observação
1	-1	2,800	0.067	100	1.56	Diminuição de 1%
2	5	2.940	0.064	100	0.41	Sem trincas
3	0	2.940	0.064	100	0.90	
4	10	3.234	0.058	100	1.41	
5	10	3.557	0.053	100	1.31	
6	10	3.913	0.049	105	1.40	
7	10	4.304	0.044	100	1.52	
8	10	4.735	0.041	100	1.30	
9	10	5.208	0.037	100	1.23	
10	10	5.729	0.034	100	1.11	
11	10	6.302	0.031	100	1.21	
12	40	8.823	0.022	100	0.14	Trinca posterior $a \approx 1.5\text{mm}$
13	-2	8.647	0.023	80	0.15	Trinca frontal

Tabela 4.2: Programa de teste para o entalhe número 1 do CP1 ($b = 15\text{mm}$).

ρ (mm)	K_t	Modelo GT						Modelo TCD
		a_{max} (μm)	K_f	$\Delta\sigma_{min}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{max}$ (MPa)	ΔP_{min} (N)	ΔP_{max} (N)	K_f
0.1	17.01	653	5.85	16.22	47.15	1459.94	4243.54	7.55
0.5	7.61	144	5.90	36.27	46.78	3264.53	4210.27	5.92
1	5.38	87	4.87	51.30	56.64	4616.74	5097.15	4.70
1.5	4.39	68	4.16	62.83	66.35	5654.33	5971.93	4.01

Tabela 4.3: Resultados corrigidos para um CP tipo C(T), considerando o efeito da tensão fletora causada pela carga ΔP ($b = 15\text{mm}$).

vez a carga inicial foi mais aproximada à carga que determinaria o limite de fadiga do CP e os incrementos de carga foram menores do que 5%. Deste modo se determinou uma carga de $\Delta P \approx 7\text{kN}$ que representa um limite de fadiga do C(T) de $\Delta\sigma = 78\text{MPa}$, e um fator $K_f \approx 3.54$. Para este caso concreto, a divergência na previsão de K_f pelo modelo GT foi de 27.31%.

O procedimento descrito acima foi repetido para vários entalhes usinados (para valores de $b \geq 15\text{mm}$) em cada CP, obtendo-se 4 resultados experimentais de K_f , para valores de b de 15, 22.5, 28.5 e 38mm, respectivamente. O primeiro valor corresponde ao valor do entalhe inicial do CP, enquanto o critério da escolha dos outros valores de b foi simplesmente visual devido ao aparecimento de marcas de plastificação ao redor da ponta do entalhe geradas pelo ensaio prévio. Porém, em nenhum dos casos analisados foi possível visualizar o detectar trincas não-propagantes por microscopia ótica,

CP No.	Entalhe No.	b (mm)	ρ (mm)	Modelo GT		Teste No.	Exper. ΔP (kN)	Trinca
				ΔP_{min} (kN)	ΔP_{max} (kN)			
1	4	38	0.622	1.15	1.38	5	2.20	Não
						6	2.30	Sim
2	3	28.5	0.622	2.00	2.42	5	3.75	Não
						6	3.85	Sim
2	2	22.5	1	3.33	3.68	4	5.32	Não
						5	5.86	Sim
3	1	15	1	4.62	5.10	4	6.30	Não
						5	7.10	Sim

Tabela 4.4: Resumo dos ensaios que permitiram a detecção de trincas.

mas somente se conseguiu determinar o limite de fadiga. A análise destes resultados é aprofundada na Seção 4.4.

4.3

Análise por microscopia ótica

Para a análise destes resultados foram considerados unicamente os CPs onde foi possível detectar o aparecimento de trincas. Assim, de todas as micrografias obtidas dos CPs foram selecionadas aquelas correspondentes aos dois últimos testes de fadiga, ou seja, daquele que iniciou e propagou uma trinca e do teste prévio. Isto foi feito visando ilustrar que realmente foi impraticável ter trincas não-propagantes para as condições material/CP e carga aplicada, mesmo quando experimentalmente foi aplicado o método de carregamento *step test procedure* com incrementos pequenos o suficiente em relação à faixa de valores da carga ΔP calculada com o modelo GT, para os quais, segundo a afirmação de Frost se devia ter este tipo de trincas.

A seguir, na Tabela 4.4 se apresenta um resumo com a faixa da carga teórica $\Delta P_{min} < \Delta P < \Delta P_{max}$ determinada pelo modelo GT e a carga ΔP obtida experimentalmente para os ensaios penúltimo e último em cada corpo de prova onde foi detectada uma trinca. Nas Figura 4.5-4.8 se mostram as micrografias da penúltima e da última fase daqueles testes, obtidas para cada um dos quatro casos indicados na Tabela 4.4 que confirmam o fato das trincas terem nascido e propagado sem parar.

4.4

Comparação dos resultados experimentais com os calculados pelos modelos GT e TCD

Nesta seção se analisa e compara os resultados experimentais com os valores numéricos determinados pelos modelos GT e TCD. Na Tabela 4.5 se apre-

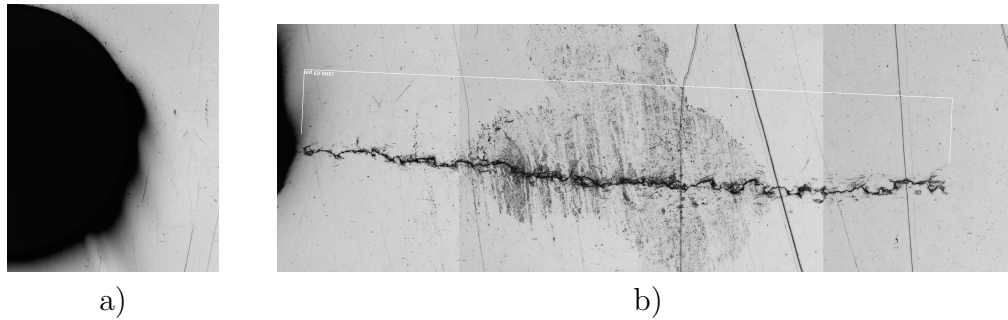


Figura 4.5: Micrografia do entalhe com $b = 38\text{mm}$ e $\rho = 0.62\text{mm}$ do CP1, aumento 20X. a) ensaio prévio ao início da trinca, b) início e propagação de uma trinca.

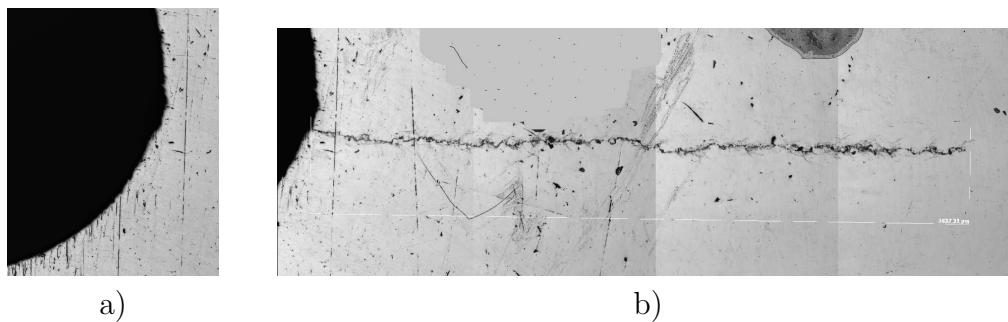


Figura 4.6: Micrografia do entalhe com $b = 22.5\text{mm}$ e $\rho = 1\text{mm}$ do CP2, aumento 10X. a) ensaio prévio ao início da trinca, b) início e propagação de uma trinca.

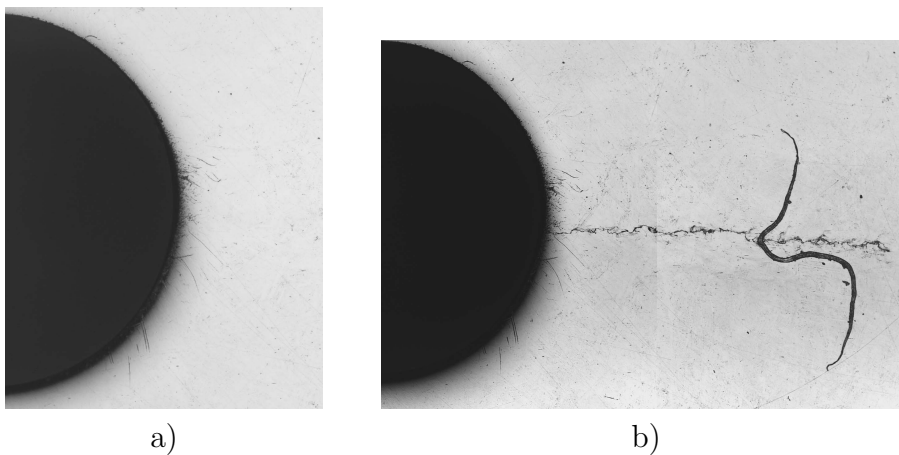


Figura 4.7: Micrografia do entalhe com $b = 28.5\text{mm}$ e $\rho = 0.62\text{mm}$ do CP2, aumento 10X. a) ensaio prévio ao início da trinca, b) início e propagação de uma trinca.

senta um resumo destes resultados, junto com as características geométricas do CP tipo C(T) ensaiado.

No diagrama da Figura 4.9 se apresentam graficamente os desvios de vários K_f em função do K_f experimental. Como os valores previstos são maiores do que os experimentais, estas previsões são conservativas nos dois casos, e poderiam causar sobredimensionamentos em componentes estruturais.

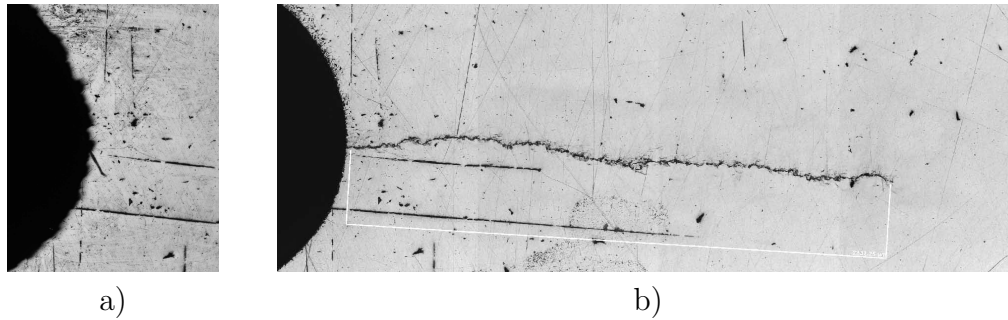


Figura 4.8: Micrografia do entalhe com $b = 15\text{mm}$ e $\rho = 1\text{mm}$ do CP1, aumento 10X. a) ensaio prévio ao início da trinca, b) início e propagação de uma trinca.

CP No.	Entalhe No.	b (mm)	ρ (mm)	Exper.	Modelo GT		Modelo TCD	
				K_f	K_f	Erro (%)	K_f	Erro (%)
1	4	38	0.622	2.21	3.67	39.78	3.97	44.33
2	3	28.5	0.622	2.91	4.57	36.32	4.95	41.21
2	2	22.5	1	3.00	4.44	32.43	4.57	34.35
3	1	15	1	3.54	4.87	27.31	5.02	29.48

Tabela 4.5: Valores numéricos de K_f determinados pelos modelos GT e TCD e erros relativos ao K_f determinado experimentalmente.

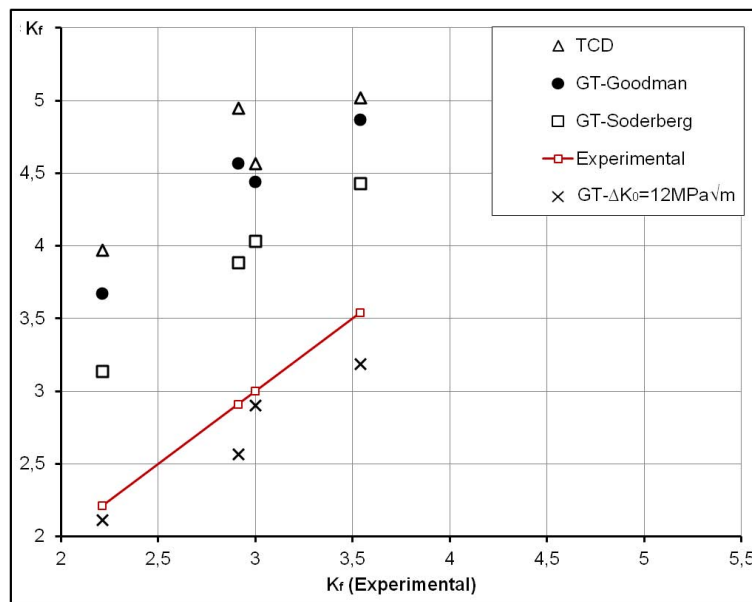


Figura 4.9: Valores numéricos de K_f determinados pelos modelos GT e TCD em função do K_f experimental. Pelo modelo GT se analisam três casos: ΔS_0 calculado por Goodman, por Soderberg e $\Delta K_0 = 12\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$.

Uma melhor forma de representar e comparar os pontos experimentais com as curvas teóricas do modelo GT é na forma do gráfico de Frost que indica uma zona onde se teria trinca não-propagantes. Esta zona é delimitada pela curva superior $\Delta\sigma_{max} = \Delta S_0/K_f$ e pela curva inferior $\Delta\sigma_{min} = \Delta S_0/K_t$,

como se mostra na Figura 4.10. Como já foi visto na Figura 4.9, os pontos experimentais caíram dentro da zona de fratura do CP, mas longe da curva que delimita as zonas de fratura e de geração de trincas não-propagantes. O desvio referente à curva de fratura é menor para os entalhes com raio de ponta $\rho = 1\text{mm}$ do que os de raio $\rho = 0.62\text{mm}$. Para o primeiro caso tem-se desvios de 38.7% e 28.2% para b igual a 22.5mm e 15mm, respectivamente. Para $\rho = 0.62\text{mm}$ tem-se desvios de 47.0% e 43.1% para b igual a 38.0mm e 28.5mm, respectivamente. Também se pode dizer que o desvio da previsão da carga que iniciaria e propagaria uma trinca pelo modelo GT aumenta junto com o aumento de b . Deste modo, as previsões feitas pelo modelo GT são melhores para entalhes não afiados e com pouco profundos (b pequenos).

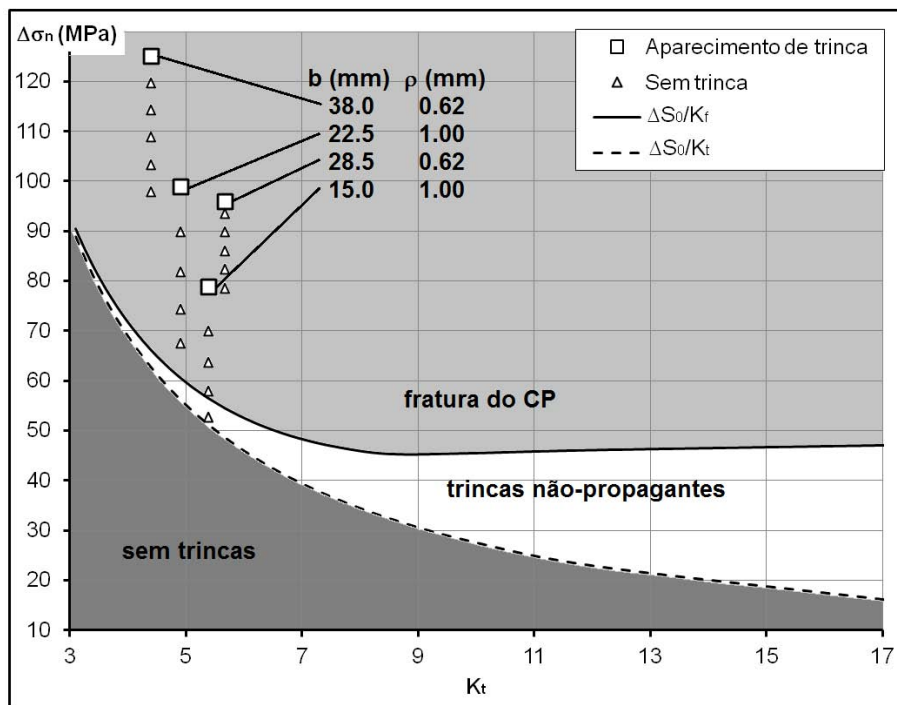


Figura 4.10: Zonas determinadas pelo modelo GT em que, segundo Frost, se deveriam ter trincas não-propagantes e comparação com resultados experimentais.

Vale a pena relembrar que para a análise feita pelo modelo GT foram considerados três parâmetros estimados: o limite de fadiga ΔS_0 (estimado por Goodman), o limiar de propagação de trincas longas ΔK_0 (estimado em um valor de $6\text{MPa}\sqrt{m}$ para a maioria de aços) e o parâmetro de Bazant ($\gamma = 6$ como recomendado por [07]). Sendo assim, os desvios das previsões feitas pelo modelo GT em relação aos resultados experimentais podem ser reduzidos ou melhorados utilizando a análise de sensibilidade das previsões às variações destes parâmetros (vide Seção 3.4).

Na Figura 4.11 se apresenta o novo gráfico, desta vez considerando o valor

de limite de fadiga ΔS_0 estimado por Soderberg ao invés do ΔS_0 estimado por Goodman. Na realidade, se o valor de ΔS_0 estimado por Goodman já é conservativo, a estimativa por Soderberg é um exagero. Desde o ponto de vista de projeto, a estimativa de Gerber seria mais conveniente. Porém, como o intuito desta análise é reduzir os desvios entre as previsões e os resultados experimentais de K_f , se considera a estimativa de Soderberg. A nova curva de fratura assim obtida permite reduzir os desvios de 43.1% a 36.7% ($b = 28.5\text{mm}$ e $\rho = 0.62\text{mm}$), de 28.2% a 21.1% ($b = 15\text{mm}$ e $\rho = 1\text{mm}$), de 38.7% a 33.9% ($b = 22.5\text{mm}$ e $\rho = 1\text{mm}$) e de 47.0% a 43.9% ($b = 38\text{mm}$ e $\rho = 0.62\text{mm}$).

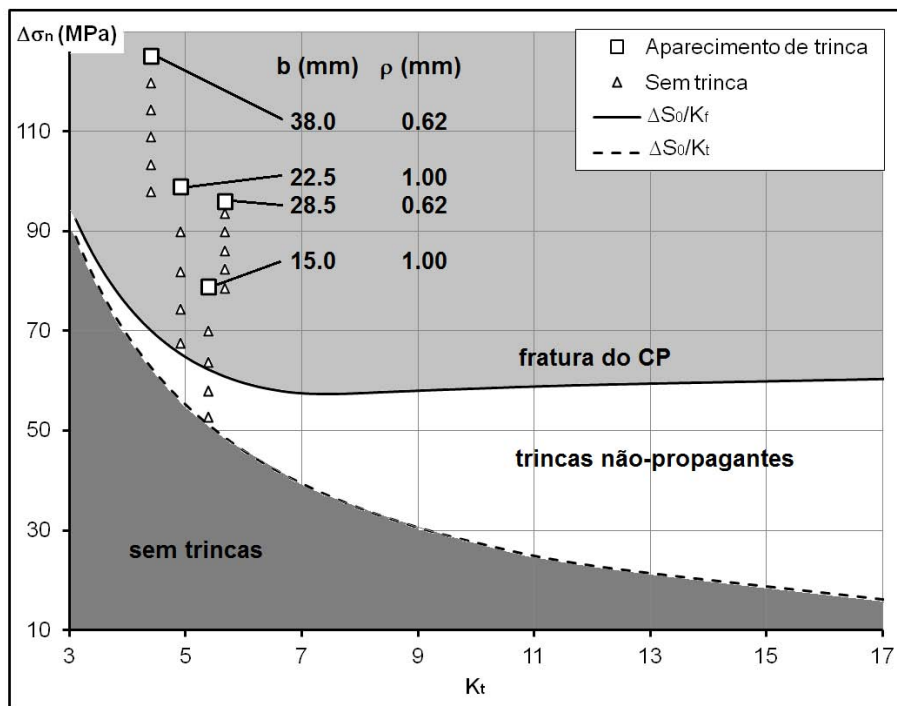


Figura 4.11: Zonas determinadas com ΔS_0 estimado por Soderberg pelo modelo GT em que, segundo Frost, se deveriam ter trincas não-propagantes e comparação com resultados experimentais.

Na Figura 4.12 se apresenta o novo gráfico, desta vez considerando o limiar de propagação de trincas longas $\Delta K_0 = 12\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ (valor similar ao reportado no trabalho [21]) ao invés do $\Delta K_0 = 6\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$. Desta forma, os desvios das previsões feitas são reduzidas de 43.1% a 9.7% ($b = 28.5\text{mm}$ e $\rho = 0.62\text{mm}$), de 28.2% a 9.8% baixo a curva de fratura ($b = 15\text{mm}$ e $\rho = 1\text{mm}$), de 38.7% a 12.2% ($b = 22.5\text{mm}$ e $\rho = 1\text{mm}$) e de 47.0% a 29.6% ($b = 38\text{mm}$ e $\rho = 0.62\text{mm}$).

A grande variação nas previsões causada pela variação das propriedades ΔS_0 e ΔK_0 do material reforçam a ideia de que propriedades de material tem que ser determinadas experimentalmente com ensaios normalizados.

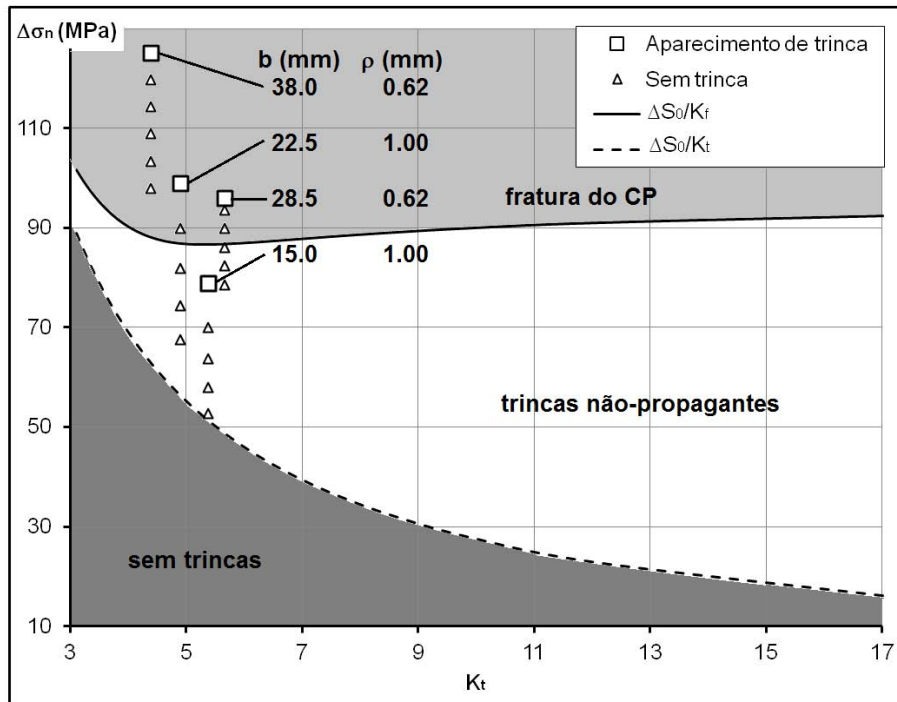


Figura 4.12: Zonas determinadas com $\Delta K_0 = 12\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ pelo modelo GT em que, segundo Frost, se deveriam ter trincas não-propagantes e comparação com resultados experimentais.

4.5

Outros CPs para visualizar trincas não-propagantes

Vários fatores podem ter impedido que trincas não-propagantes sejam geradas na ponta dos entalhes dos CPs tipo C(T) ensaiados, segundo as previsões feitas pelo modelo GT. Um deles é a geometria do corpo de prova. Sendo assim, vale a pena fazer uma análise para determinar qual seria a influência da geometria do CP nas previsões feitas pelos modelos GT e TCD. Para isso, estes modelos são agora aplicados em mais dois tipos de corpos de prova baseados em geometrias padronizadas: o SEN(T) que é solicitado a tração, e o SE(B) que é solicitado por flexão em três pontos.

4.5.1

Corpo de prova tipo SEN(T)

Ao contrario do que num CP tipo C(T), o modelo GT para um CP tipo SEN(T) modificado se aplica utilizando a teoria apresentada na Seção 2.6.1, pois neste caso o CP esta submetido somente a tração.

A geometria e as dimensões do CP tipo SEN(T) modificado são tomadas do trabalho feito por Wu et. al. [26] e são mostradas na Figura 4.13. Valores da largura $W = 80\text{mm}$ e da profundidade do entalhe $b = 15\text{mm}$ são assumidos para este CP, deixando um ligamento residual $l_r = W - b = 65\text{mm}$ à frente da

ponta do entalhe, o que permite obter vários pontos experimentais mediante a variação da profundidade do entalhe b .

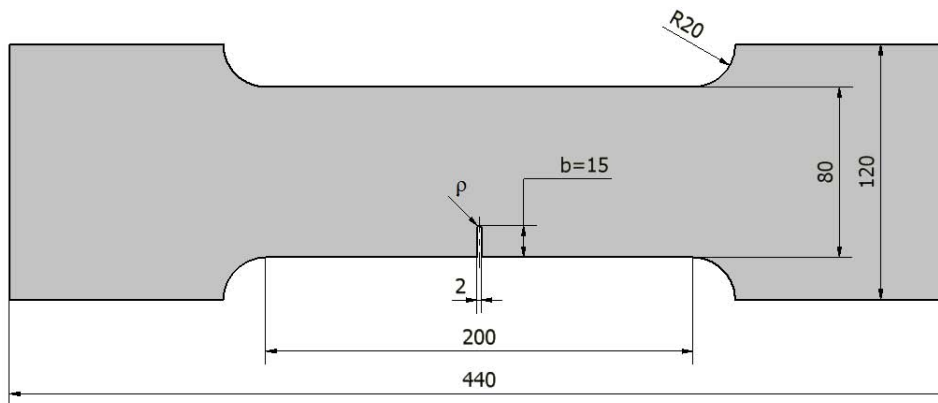


Figura 4.13: Geometria e dimensões em milímetros do CP tipo SEN(T) modificado.

Para um aço A36 e a geometria do CP mostrado na Figura 4.13, o valor do fator K_t foi determinado diretamente com a Eq. (2.3). Pelo modelo GT, o valor do fator de concentração de tensões em fadiga K_f foi calculado mediante a resolução do sistema de equações da Eq. (2.20). Para aplicar o método do Ponto (PM), um dos métodos do modelo TCD, é utilizado o gradiente de tensões $f(a, \rho)$ da Eq. (4.1) [27] para determinar a tensão $\Delta\sigma_y(x)$ que atua à frente da ponta do entalhe.

$$f(a, \rho) = 1 + \frac{(b^2 - 2bc) (x - \sqrt{x^2 - b^2 + c^2}) (x^2 - b^2 + c^2) + bc^2 (b - c) x}{(b - c)^2 (x^2 - b^2 + c^2) \sqrt{x^2 - b^2 + c^2}} \quad (4.1)$$

onde $x = a + b$ e $c^2 = \rho \cdot b$. Logo, a tensão $\Delta\sigma_y(x)$ é definida como $\Delta\sigma_y(x) = f(a, \rho) \cdot \Delta\sigma_n$.

Os valores numéricos de K_f obtidos pelos dois modelos são representados no diagrama da Figura 4.14, para um valor de $b = 15\text{mm}$, e na Figura 4.15, para um valor de $b = 50\text{mm}$. Note-se que a faixa do raio ρ da ponta do entalhe onde seria possível ter trincas não-propagantes (ou seja, onde $K_f < K_t$) é similar para o SEN(T) com os dois valores da profundidade do entalhe b .

4.5.2

Corpo de prova tipo SE(B)

O corpo de prova tipo SE(B) é carregado à flexão em três pontos. As proporções das dimensões são adotadas baseadas num SE(B) padronizado segundo a norma ASTM E399-09 e se apresentam na Figura 4.16. Se assume uma valor de largura $W = 50\text{mm}$ com a finalidade de fazer ensaios repetitivos variando o valor da profundidade de entalhe b .

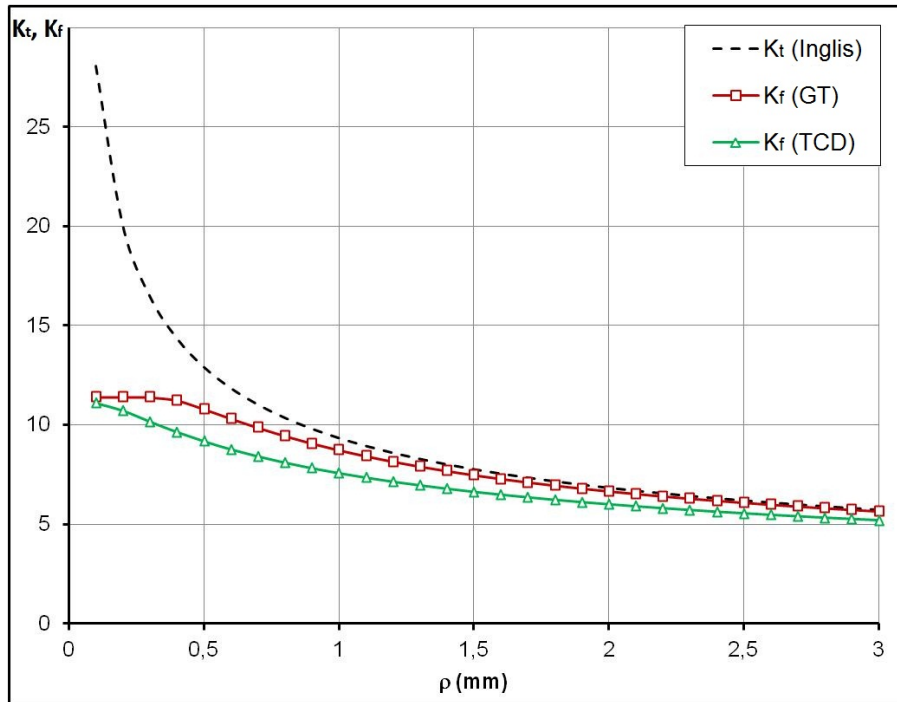


Figura 4.14: Comparação dos valores numéricos de K_f obtidos pelos modelos GT e TCD e o K_t calculado por Inglis, para um CP tipo SEN(T), quando $b = 15\text{mm}$.

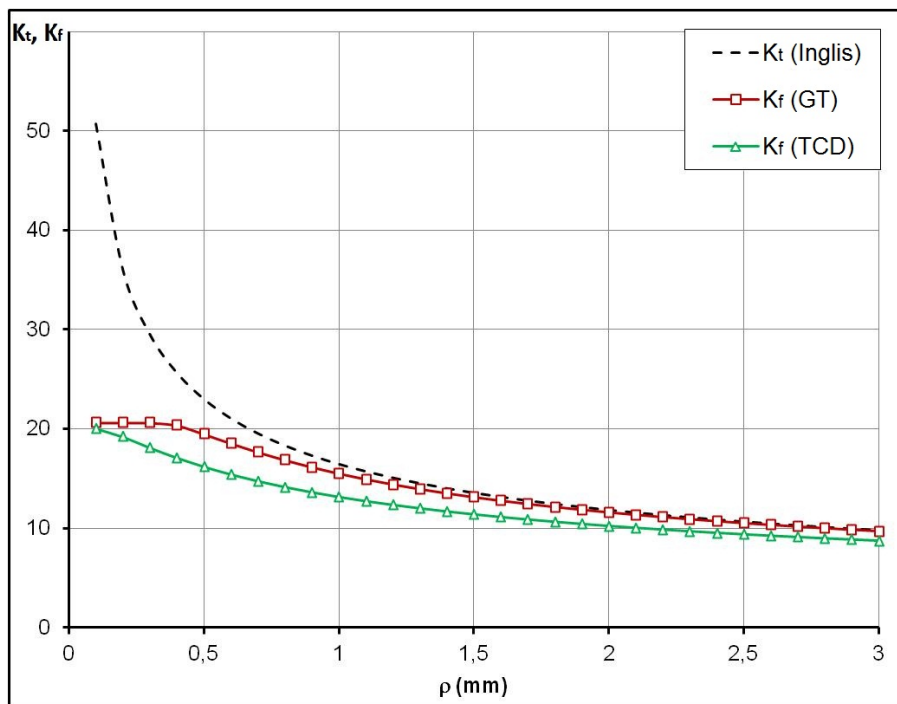


Figura 4.15: Comparação dos valores numéricos de K_f obtidos pelos modelos GT e TCD e o K_t calculado por Inglis, para um CP tipo SEN(T), quando $b = 50\text{mm}$.

Para determinar a influência da variação de b sobre a faixa de valores de ρ onde, segundo Frost, se teria trincas não-propagantes, se analisam dois casos:

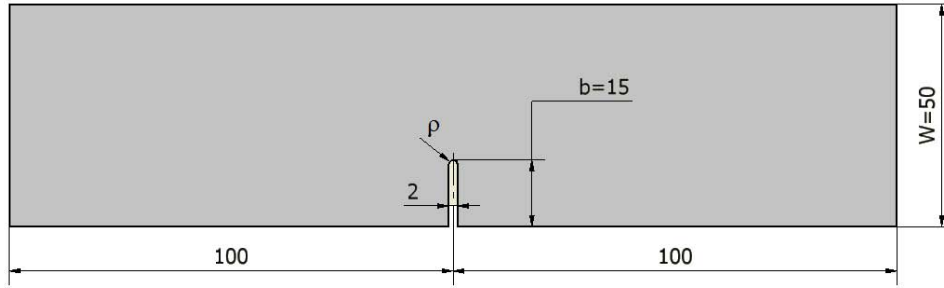


Figura 4.16: Geometria e dimensões em milímetros do CP tipo SE(B) modificado.

$b = 15\text{mm}$ e $b = 30\text{mm}$. Os resultados obtidos para K_f pelos modelos GT e TCD são mostrados nas Figura 4.17 e 4.18. Estas figuras também mostram o valor do fator de concentração de tensões elástico K_t , que foi estimado por Creager-Paris (Eq. (2.9)). Para um SE(B), a gama do fator de intensidade de tensões ΔK_I vem dada pela Eq. (4.2) (ASTM E399-09), com uma precisão de 1% para $0.2 \leq x/W \leq 1$.

$$\Delta K_I = \frac{6\Delta P}{t\sqrt{W}} \cdot \frac{\sqrt{\frac{x}{W}} \cdot \left\{ 1.99 - \left(\frac{x}{W}\right) \left(1 - \frac{x}{W}\right) \left[2.15 - 3.93 \left(\frac{x}{W}\right) + 2.7 \left(\frac{x}{W}\right)^2 \right] \right\}}{\left(1 + 2 \cdot \frac{x}{W}\right) \left(1 - \frac{x}{W}\right)^{1.5}} \quad (4.2)$$

onde $x = b + a$, sendo a o tamanho da trinca.

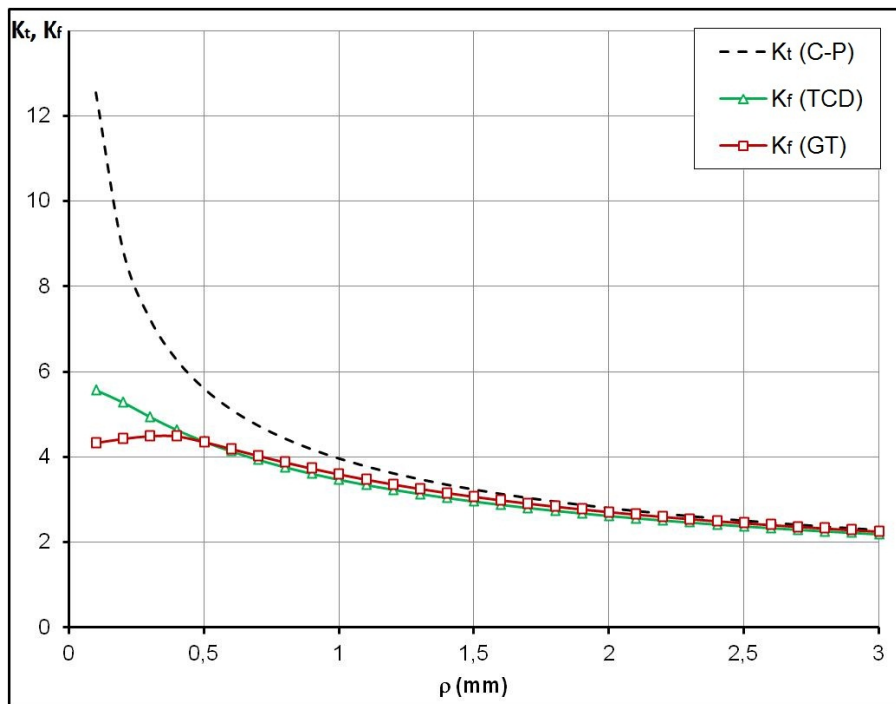


Figura 4.17: Comparação dos valores numéricos de K_f determinados pelos modelos GT e TCD e o valor de K_t estimado por Creager-Paris, para um CP tipo SE(B), quando $b = 15\text{mm}$.

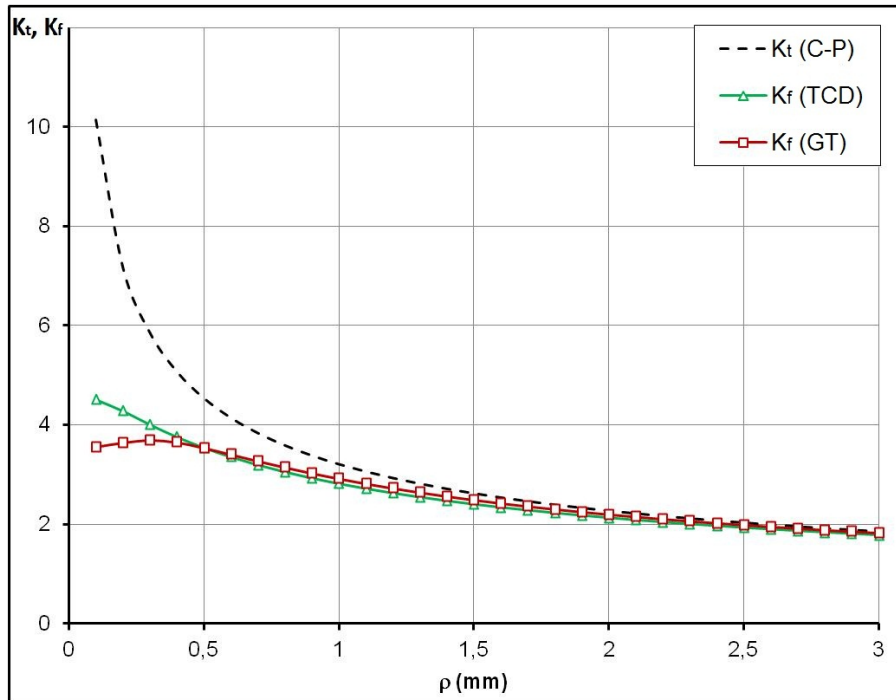


Figura 4.18: Comparação dos valores numéricos de K_f determinados pelos modelos GT e TCD e o valor de K_t estimado por Creager-Paris, para um CP tipo SE(B), quando $b = 30\text{mm}$.

4.5.3

Influência da geometria no valor da maior trinca não-propagante prevista

A geometria e a forma em que a carga é aplicada no CP entalhado influenciam diretamente na previsão do tamanho da maior trinca não-propagante a_{max} que nasceria na ponta do entalhe. Na Figura 4.19 se apresentam os valores de a_{max} como função do raio ρ da ponta do entalhe para os três tipos de corpos de prova analisados: compacto de tensão C(T), de flexão em três pontos SE(B) e de tração SEN(T). Note-se que para raios muito pequenos ($\rho < 0,4\text{mm}$) os valores de a_{max} são maiores num C(T) do que num SEN(T). Deste modo, quando seja possível trabalhar com raios ρ de ponta de entalhe muito afiados, a melhor opção é utilizar um corpo de prova tipo C(T). Já para raios $\rho > 0,4\text{mm}$ seriam obtidas trincas não-propagantes com valores similares de a_{max} para os três tipos de CPs.

Após esta análise pode-se dizer que, em geral, para entalhes afiados e arredondados, o modelo GT prevê as maiores trincas não-propagantes para a geometria do corpo de prova tipo C(T), o que facilitaria a detecção e medição das mesmas.

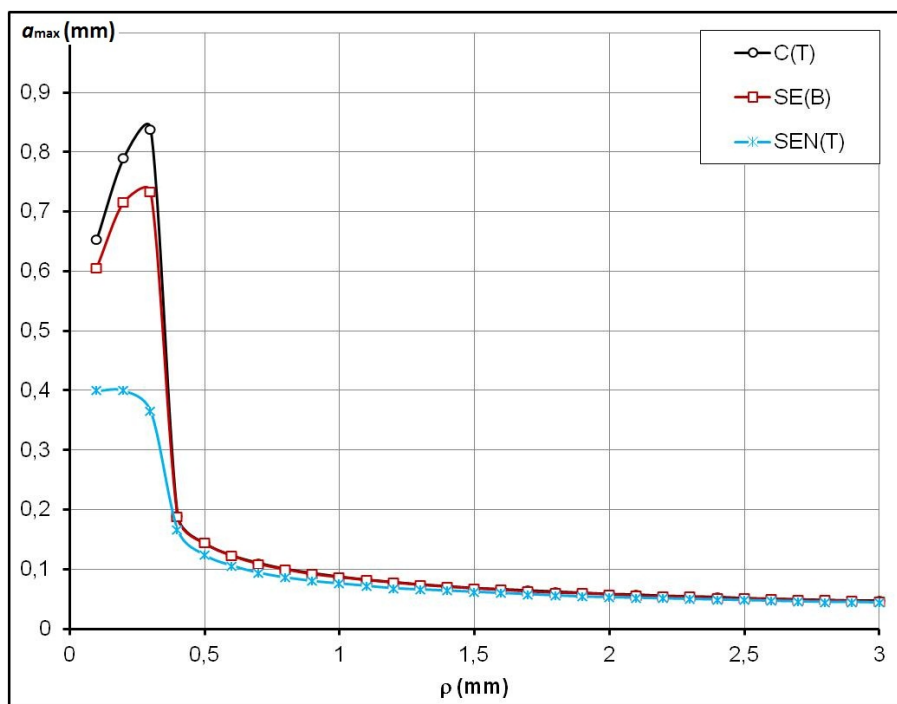


Figura 4.19: Comparação da maior trinca não-propagante a_{max} em função do raio ρ da ponta do entalhe para corpos de prova tipo C(T), SEN(T) e SE(B) modificados, para um valor $b = 15\text{mm}$.