

## 4 Resultados e Discussão

Neste capítulo são apresentados e analisados os resultados das propriedades mecânicas obtidas através dos ensaios de compressão, flexão e fadiga. Os gráficos carga-deslocamento, referentes aos ensaios de flexão em três pontos já estão corrigidos, conforme procedimento já descrito no capítulo 2.

A seguinte nomenclatura foi utilizada para a identificação dos corpos de prova correspondentes às diferentes misturas cimento/polpa utilizadas na fabricação.

- ✓ Corpo de prova com 6% em massa de polpa sem refino, CPB6SR
- ✓ Corpo de prova com 14% em massa de polpa sem refino, CPB14SR

### 4.1 Ensaio de Compressão

De posse dos valores de carga e deformação obtidos experimentalmente foram traçados os gráficos tensão-deformação que caracterizam o comportamento à compressão dos compósitos estudados. A forma das curvas tensão-deformação obtidas para os compósitos com polpa sem refino é similar às curvas dos compósitos reforçados por polpa de bambu refinada e não refinada (Brescansin, (2003), Salles (2004) e Dos Anjos (2002)) e similar as curvas de argamassas reforçadas com 2% de fibras de sisal (25 mm de comprimento) determinadas por Fujiyama (1999). Também foi apresentada a deformação volumétrica constante nessas figuras, calculada a partir das deformações axial e lateral de acordo com a equação 3.1.

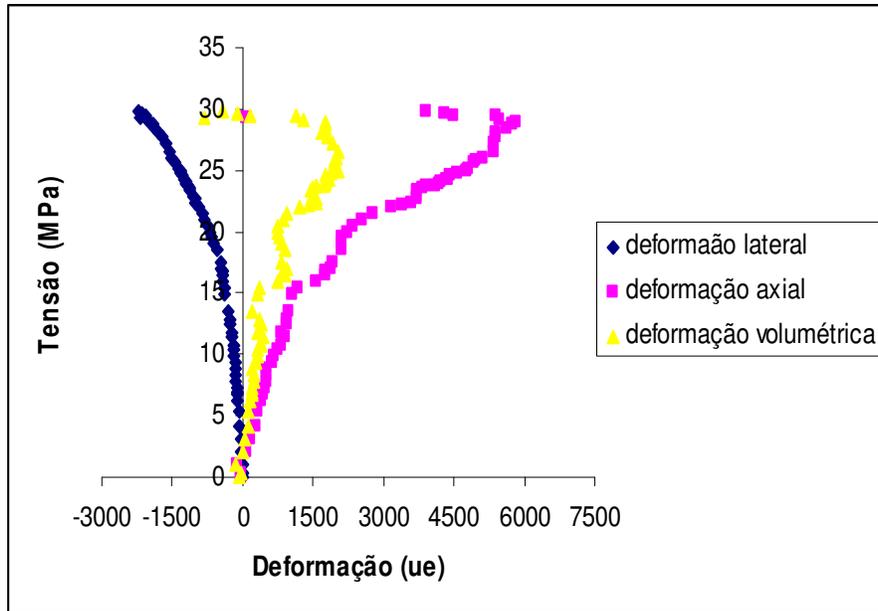


Figura 4.1 – Variação da deformação com a tensão para o compósito CPB6SR

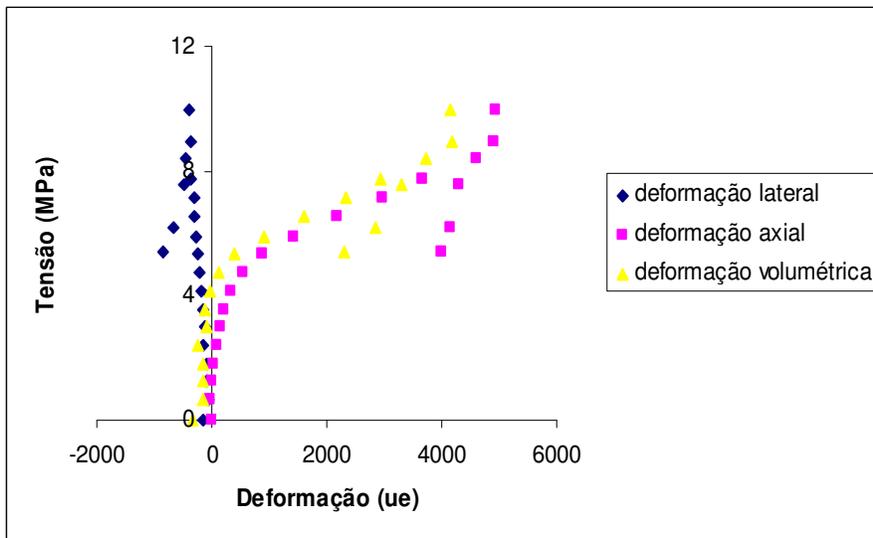


Figura 4.2 – Variação da deformação com a tensão para o compósito CPB14SR

Foram também calculados a partir dos ensaios de compressão os valores médios do limite de resistência à compressão ( $\sigma_c$ ), módulo de elasticidade ( $E_c$ ) e do coeficiente de Poisson ( $\nu$ ), considerando três corpos de prova para cada porcentagem de reforço conforme apresentado na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Valores dos limites de resistência à compressão, módulo de elasticidade e razão de Poisson para os compósitos.

Mistura	$\sigma_c$ (MPa)	$E_c$ (GPa)	$\nu$
CPB06SR	$26,8 \pm 2,5$	$17,8 \pm 1,1$	$0,25 \pm 0,03$
CPB14SR	$9,5 \pm 2,7$	$12,5 \pm 1,6$	$0,27 \pm 0,04$

Os valores de  $E_c$ , apresentados na Tabela 4.1 foram calculados dividindo a tensão pela deformação para três pontos diferentes pertencentes ao regime linear elástico das curvas de carregamento de cada um dos corpos de prova ensaiados. Procedimento semelhante foi adotado para o cálculo da razão de Poisson dividindo a magnitude da deformação lateral pela magnitude da deformação axial. A resistência à compressão foi calculada normalizando a carga máxima pela seção resistente do corpo de prova. Os valores do módulo de elasticidade listados na Tabela 4.1, são semelhantes aos obtidos em compósitos reforçados por fibras de sisal (Conrado, 1999). Brescansin (2003) e Salles (2006), utilizando compósitos cimentícios reforçados por polpa de bambu refinada também observaram uma queda no limite de resistência à compressão e no módulo de elasticidade devido à incorporação de fibras. Esse fenômeno ocorre devido à redução na área da seção resistente do corpo de prova, além do fato de que as fibras não sustentam cargas compressivas e ainda contribuem para aumentar a quantidade de vazios na matriz. A presença de microfibras no compósito interliga as fissuras promovendo o confinamento da matriz, o que garante um certo amortecimento, sem que haja fratura catastrófica dos corpos de prova ensaiados, como pode ser visto na Fig 4.3.



Figura 4.3 – Esquema típico de um corpo de prova ensaiado em compressão

## 4.2 Ensaio de Flexão

Diagramas de carga deslocamento (do ponto de aplicação da carga) foram registrados para os compósitos de 6 e 14% de polpa, tendo sido ensaiados nove corpos de prova (três de 6% entalhados, quatro de 6% não entalhados e três de 14% entalhados). Encontra-se na Fig 4.4 a curva de carregamento típica do corpo de prova não entalhado, contendo 6% em peso de polpa. Também são apresentadas como exemplo curvas de carregamento para os corpos de prova entalhados de 6 e 14% de polpa, nas Fig 4.5 e 4.6 respectivamente.

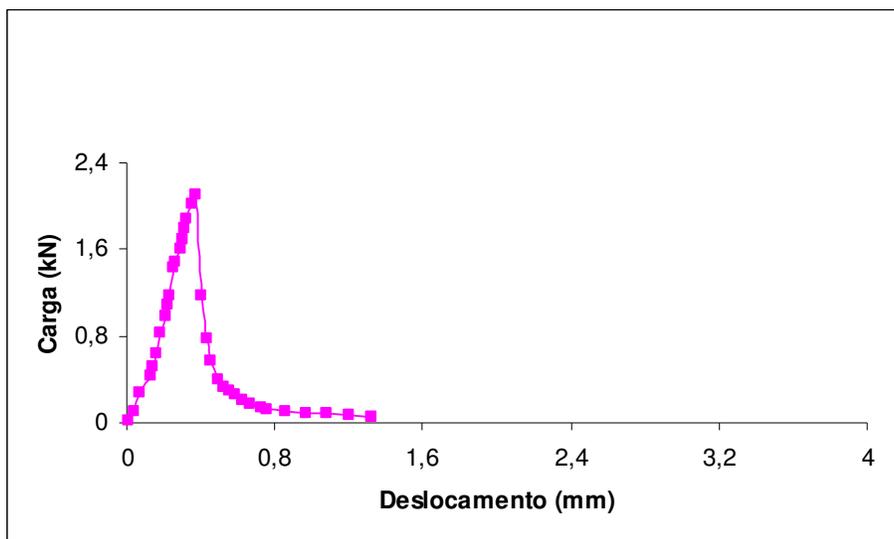


Figura 4.4 – Diagrama típico para compósito não entalhado com 6% em peso de polpa.

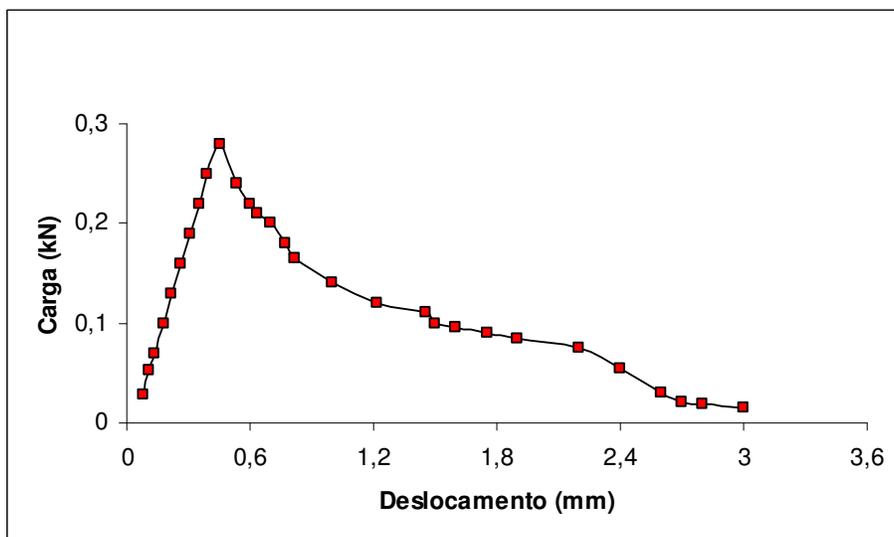


Figura 4.5 – Diagrama típico para compósito entalhado com 6% em peso de polpa.

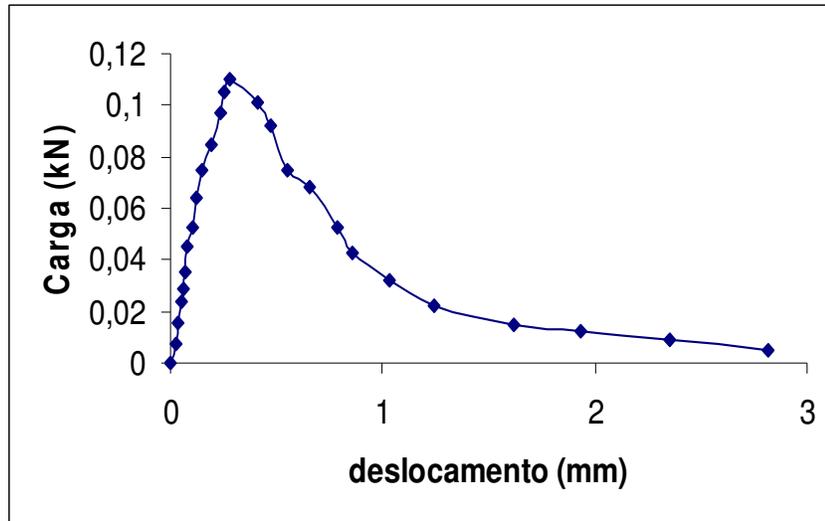


Figura 4.6 - Diagrama típico para compósito entalhado com 14% em peso de polpa.

De acordo com os resultados apresentados acima, pode-se observar que a quantidade de polpa interfere na capacidade de carregamento dos compósitos de modo que o aumento no teor de reforço de 6 para 14% promove uma sensível redução em sua capacidade portante. Além disso, a presença das microfibras modifica a inclinação da reta que representa o regime linear elástico. Ao atuarem como pontes de transferência de tensões através das fissuras presentes na matriz cimentícia, possibilitam que o compósito se torne mais tenaz, uma vez que promovem um aumento na sua capacidade de deformação em comparação com a matriz plena. Também é possível observar de acordo com as figuras acima que, ao atingir a carga máxima o compósito perde gradualmente a sua capacidade de carregamento, pois a partir desse nesse momento as fibras presentes no interior da matriz começam a ser arrancadas ou rompidas, o que leva à ruptura do compósito.

O módulo de elasticidade do material pode ser estimado a partir do comportamento linear elástico dos corpos de prova não entalhados carregados em flexão. Para tal fim, foi utilizada a equação 3.5, apresentada no capítulo anterior. O resultado obtido se encontra listado na Tabela 4.2, juntamente com a carga última e a tensão máxima ( $\sigma_{m\acute{a}x}$ ), estimada a partir da teoria de vigas, conforme a equação 2.10. Esses valores representam a média com seus respectivos desvios para quatro corpos de prova ensaiados.

Tabela 4.2 – Valores médios do módulo de elasticidade, carga última, e tensão máxima para o compósito de 6% de polpa sem entalhe.

<b>Carga Máxima (<math>P_{máx}</math>)</b>	<b>Módulo de elasticidade (<math>E_c</math>)</b>	<b>Tensão Máxima (<math>\sigma_{máx}</math>)</b>
2,1 ± 0,25 kN	8,2 ± 1,5 GPa	7,6 ± 0,25 MPa

Cabe acrescentar que tal estimativa representa uma aproximação razoável em função do pequeno desvio da linearidade que antecede o atingimento da carga máxima. No que se refere ao comportamento dos corpos de prova entalhados, a carga última registrada no caso do compósito de 6% de polpa, está situada em torno de 12% daquela correspondente ao material não entalhado. Isto se deve à diferença entre as dimensões da seção resistente em ambos os corpos de prova, além do efeito concentrador de tensões, promovido pela presença do entalhe.

A tensão nominal atuante na ponta do entalhe no momento da fratura pode ser estimada de forma aproximada a partir da equação 2.11, utilizando os valores de  $W$ , correspondente à seção entalhada (2,5 cm), obtendo-se um valor de aproximadamente 4 MPa. Considerando-se o valor de  $\sigma_{máx}$  listado na Tabela 4.2, estimou-se um valor de  $K_\sigma$  igual a 1,9. O fator de concentração de tensão elástica  $K_\sigma$  relatado por Brescansin (2003) para um entalhe de raio de curvatura de 0.5 mm foi de 3,34. A discrepância entre o valor estimado neste trabalho e o relatado pela referida pesquisadora se deve provavelmente a atuação das fibras como pontes, mantendo a integridade do corpo de prova, após a ocorrência da fratura, a partir da ponta do entalhe, e permitindo assim o aumento da carga aplicada. É importante mencionar que enquanto  $K_\sigma$  aqui apresentado se refere ao ponto de carga máxima, o valor de  $K_\sigma$  levantado por Brescansin (2003) corresponde a um comportamento autenticamente elástico (isto é, correspondente a níveis de carregamento dentro de regime linear elástico). No que se refere ao comportamento dos corpos de prova de 14% de reforço, esses apresentam grande dispersão na sua capacidade de carregamento. A tabela 4.3 apresenta os valores da carga última, obtidos para os corpos de prova ensaiados.

Tabela 4.3 – Valores da carga última levantados para os corpos de prova entalhados de 14% de reforço.

Corpo de prova	Carga última ( $P_u$ )
1	0,05 kN
2	0,11 kN
3	0,18 kN
4	0,30 kN

O grande espalhamento encontrado nos resultados dos corpos de prova de 14% é atribuído a grande dificuldade encontrada em adequadamente dispersar a grande quantidade de fibras na pasta de cimento, o que pode ser visto em algumas regiões do material pela ausência superficial da matriz cimentícia, conforme apresentado na Figura 4.7. Isto resulta em alto grau de heterogeneidade da microestrutura e por conseguinte em uma variação considerável de sua capacidade portante.

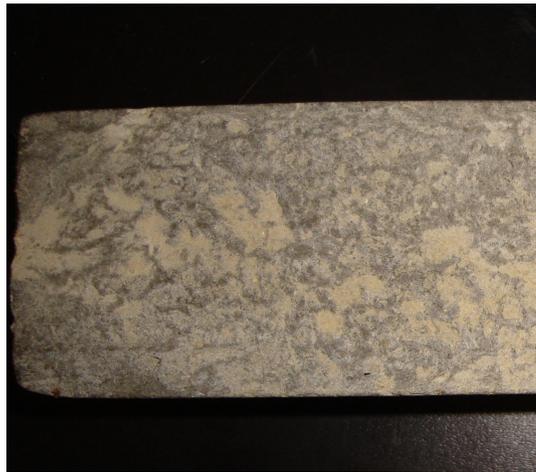


Figura 4.7 – Superfície de corpo de prova de 14% de reforço.

### 4.3 Ensaio de Fadiga – Levantamento de curvas S-N

Conforme mencionado no capítulo anterior, a relação S-N foi levantada por meio de ensaios de flexão nos corpos de prova prismáticos, onde foi estabelecida uma carga média constante igual a 1000 N. A escolha dessa carga foi feita com base nos resultados dos ensaios de flexão monotônicos, que indicaram um valor médio da carga limite de proporcionalidade ( $P_p$ ) da ordem de 2000 N e assim sendo  $P_m$  (carga média) situava-se sempre em torno de 50% de  $P_p$ . A Tabela 4.4 indica as amplitudes de carga ( $P_a$ ) utilizadas na realização dos ensaios de fadiga. Assim sendo, as cargas máxima e mínima são definidas por:

$$P_{\text{máx}} = P_m + P_a \quad (4.1)$$

$$P_{\text{mín}} = P_m - P_a \quad (4.2)$$

A referida tabela indica, também, o número de ciclos para falha para cada um dos valores de amplitude da carga.

Tabela 4.4 – Número de ciclos para falha em função da amplitude de carga para compósitos de 6% de reforço sem entalhe.

<b>Carga (<math>P_a</math>)</b>	<b>Tensão (<math>\sigma_a</math>)</b>	<b>N</b>	<b>log N</b>	<b>log <math>\sigma_a</math></b>	<b>descartados</b>
0,98 kN	3,53 MPa	2934	3,47	0,55 MPa	
0,98 kN	3,53 MPa	3280	3,52	0,55 MPa	
0,98 kN	3,53 MPa	5432	3,73	0,55 MPa	
0,98 kN	3,53 MPa	757	2,88	0,55 MPa	x
0,88 kN	3,17 MPa	61276	4,79	0,50 MPa	
0,88 kN	3,17 MPa	27604	4,44	0,50 MPa	
0,88 kN	3,17 MPa	770	2,89	0,50 MPa	x
0,88 kN	3,17 MPa	40252	4,60	0,50 MPa	
0,88 kN	3,17 MPa	26423	4,42	0,50 MPa	
0,78 kN	2,81 MPa	250504	5,40	0,45 MPa	
0,78 kN	2,81 MPa	168422	5,23	0,45 MPa	
0,78 kN	2,81 MPa	397856	5,60	0,45 MPa	
0,78 kN	2,81 MPa	38	1,58	0,45 MPa	x
0,78 kN	2,81 MPa	635722	5,80	0,45 MPa	
0,68 kN	2,54 MPa	357244	5,55	0,39 MPa	
0,68 kN	2,54 MPa	513268	5,71	0,39 MPa	
0,68 kN	2,54 MPa	689526	5,84	0,39 MPa	
0,68 kN	2,54 MPa	211316	5,32	0,39 MPa	
0,58 kN	2,09 MPa	Não Rompeu	6,0	0,32 MPa	

Os dados indicados com x, foram descartados devido ao baixíssimo valor de N. Os valores de  $P_m$  e de  $P_a$  foram utilizados para o cálculo de  $\sigma_m$  e  $\sigma_a$ , respectivamente, de acordo com as equação 3.6. Os valores de  $\sigma_a$  assim obtidos encontram-se listados na Tabela 4.4. A relação entre  $\sigma_a$  e N, para a tensão média em questão ( $\sigma_m$  igual a 3,6 MPa), está apresentada na Fig 4.8.

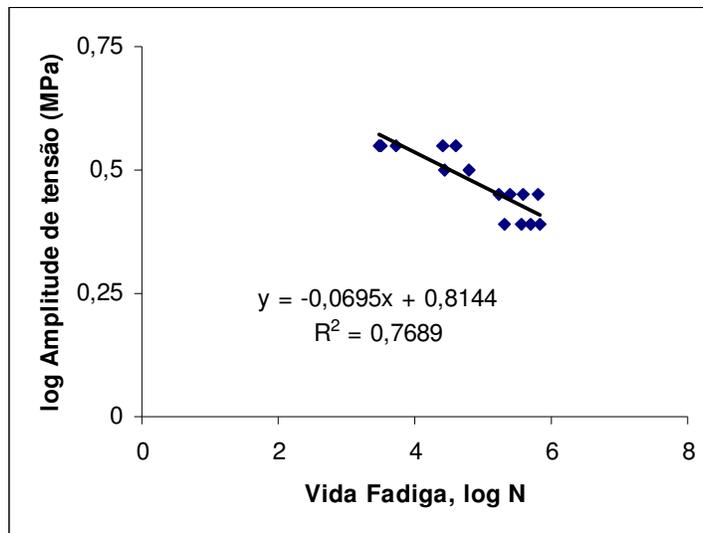


Figura 4.8 – Curva  $\sigma_a$ -N para corpos de prova não entalhados de 6% de polpa

A linearização dos dados apresentados nessa figura resulta em um coeficiente de correlação de 0,7689, concordante com os dados da literatura para materiais cimentícios (Lee & Bar, 2002). A observação de que esse fator de correlação é inferior ao de materiais metálicos se deve ao alto grau de heterogeneidade bem como associado à presença de defeitos inerentes aos compósitos cimentícios. Em conformidade com dados relatados na literatura (Li e Matsumoto, 1998), a relação  $\sigma_a$ -N indica a ausência de limite de fadiga pelo menos até  $10^6$  ciclos. Ramakrishnan e Lokvik (1992) sugerem que em materiais cimentícios, como o concreto, o limite de fadiga pode ser observado quando o material atinge um número de ciclos por volta de  $2 \times 10^6$ . No entanto, mais trabalhos experimentais além de  $10^6$  ciclos para a falha são necessários antes de se afirmar qualquer conclusão a respeito da existência ou não de limite de fadiga.

Para os compósitos entalhados, a relação  $\sigma_a$ -N foi levantada por meio de ensaios de flexão nos corpos de prova prismáticos, onde se estabeleceu uma carga média constante igual a 125 N. A escolha desta carga foi feita com base nos resultados dos ensaios de flexão monotônicos, que indicaram um valor médio da carga limite de proporcionalidade ( $P_p$ ) da ordem de 250 N e assim sendo,  $P_m$  (carga média) se situava sempre em torno de 50% de  $P_p$ . Os valores das cargas máximas e mínimas utilizadas nos ensaios foram obtidos conforme as equações

4.1 e 4.2. A Tabela 4.5 indica as amplitudes de carga ( $P_a$ ) utilizadas na realização dos ensaios de fadiga e o número de ciclos para falha para cada valor de  $P_a$ .

Tabela 4.5 – Número de ciclos para falha em função da amplitude de carga para compósitos entalhados de 6% de reforço.

Carga ( $P_a$ )	N	Tensão( $\sigma_a$ )	log N	log $\sigma_a$	Descartados
0,123 kN	8435	1,78 MPa	3,93	0,25 MPa	
0,123 kN	262327	1,78 MPa	5,42	0,25 MPa	
0,123 kN	68256	1,78 MPa	4,83	0,25 MPa	
0,123 kN	Não rompeu	1,78 MPa	-----	0,25 MPa	
0,11 kN	250622	1,58 MPa	5,40	0,20 MPa	
0,11 kN	847236	1,58 MPa	5,93	0,20 MPa	
0,11 kN	455812	1,58 MPa	5,66	0,20 MPa	
0,11 kN	Não rompeu	1,58 MPa	-----	0,15 MPa	
0,098 kN	Não rompeu	1,41 MPa	-----	0,15 MPa	
0,098 kN	Não rompeu	1,41 MPa	-----	0,15 MPa	
0,098 kN	322537	1,41 MPa	5,51	0,15 MPa	
0,085 kN	Não rompeu	1,22 MPa	-----	0,08 MPa	
0,085 kN	54256	1,22 MPa	4,73	0,08 MPa	
0,085 kN	325788	1,22 MPa	5,51	0,08 MPa	
0,073 kN	Não rompeu	1,05 MPa	-----	0,08 MPa	
0,073 kN	Não rompeu	1,05 MPa	-----	0,02 MPa	

Os valores de  $P_m$  e de  $P_a$  foram utilizados para o cálculo de  $\sigma_m$  e  $\sigma_a$  respectivamente de acordo com a equação 3.6. Os valores de  $\sigma_a$  assim obtidos encontram-se listados na Tabela 4.5. A relação entre  $\sigma_a$  e N, para a tensão média em questão ( $\sigma_m$  igual a 1,8 MPa) está apresentada na Fig 4.9.

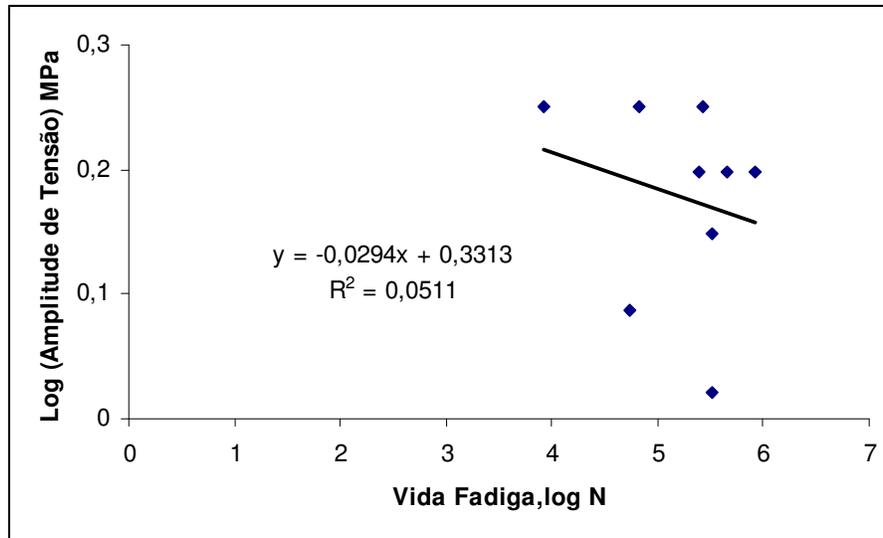


Figura 4.9 - Curva  $\sigma_a$  - N para corpos de prova entalhados de 6% de polpa

Os resultados mostrados na Fig 4.9 mostram que parece não ser possível estabelecer uma relação de potência entre  $\sigma_a$ -N para corpos de prova entalhados do compósito. A justificativa para tal fato parece estar associada ao processo de fabricação dos corpos de prova, uma vez que, no momento da desmoldagem, a maioria desses compósitos apresentou defeitos, como a presença de pequenas trincas, formadas a partir da ponta do entalhe. Brescansin (2003) relatou a mesma dificuldade, citando não ter sido possível obter nenhum corpo de prova entalhado com polpa não refinada, todos quebravam na etapa de desmoldagem. Como a polpa de bambu sem refino apresenta uma grande quantidade de lignocelulósicos, fenóis e açúcares, acredita-se que a elevação da temperatura, associada à mistura entre a pasta de cimento e a água, faz com que os polissacarídeos, presentes em grande quantidade na mistura, passem a atuar como poderosos adesivos, tornando assim extremamente difícil essa etapa de desmoldagem, e conseqüentemente, a quebra de muitos corpos de prova. Tentando minimizar esse efeito, reduziu-se inicialmente o tempo de desmoldagem de 24 para 12 e depois para 6 horas, não tendo sido possível solucionar o problema.

### 4.3.1. Modelagem das curvas S-N

Procurando modelar a relação entre a amplitude de tensão e a vida fadiga para os corpos de prova sem entalhe, através de relação tipo Manson-Coffin (Coffin, 1954), plotou-se  $\log \sigma_a$  versus  $\log 2N$  conforme mostrado na Fig 4.10.

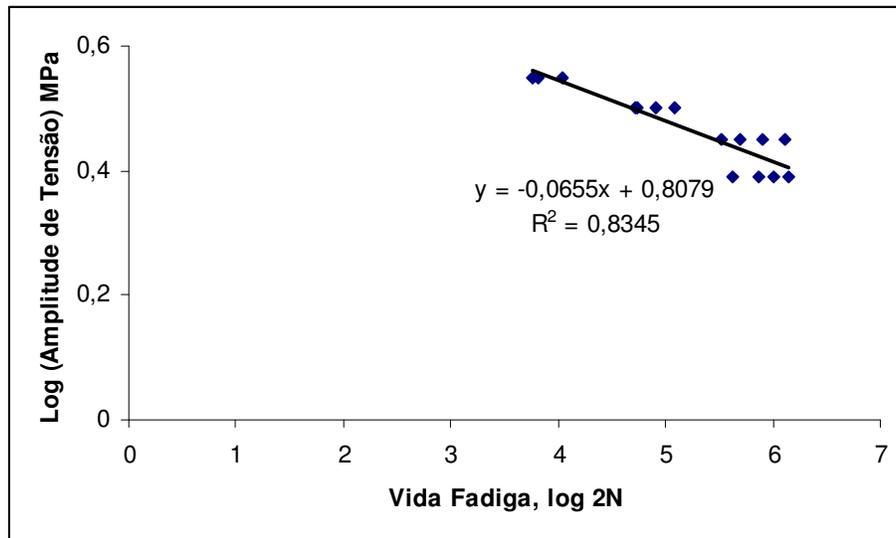


Figura 4.10 – Curva  $\sigma_a$ -N para compósito sem entalhe com 6% de reforço

A equação matemática representativa da linha reta traçada nessa figura é apresentada como:

$$y = -0,0655x + 0,8079 \quad (4.3)$$

sendo o coeficiente de correlação  $R^2$  igual a 0,8345.

Comparando-se a equação acima com a equação 2.22, conclui-se que o valor de  $b$  é igual a - 0,0655 enquanto que:

$$\log \sigma_f \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_u}\right) = 0,8079 \quad (4.4)$$

significando que:

$$\sigma_f \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_u}\right) = 6,43 \text{ MPa.}$$

O valor do expoente  $b$ , obtido acima está em boa concordância com dados citados na literatura (Lee e Bar, 2002), onde valores situados na faixa de  $-0,0559$  a  $-0,0575$  foram relatados para concreto reforçado com fibras de aço.

Com base na carga última  $P_u$ , pode-se estimar a partir da teoria de vigas (equação 3.6) a tensão  $\sigma_f$ , necessária para a fratura monotônica dos corpos de prova carregados em flexão. É importante mencionar que essa estimativa envolve uma aproximação, devido ao fato que a partir da carga  $P_p$  os corpos de prova carregados em flexão sofrem uma deformação inelástica, conforme Fig 4.4. No entanto, tal aproximação é considerada aceitável, pois não há grande desvio da linearidade nas curvas de carregamento. Aproximando-se tanto  $\sigma_f$  quanto  $\sigma_u$  pelo valor de  $\sigma_f$ , pode-se estimar o coeficiente linear referente a equação 2.22 calculado, obtendo-se valor igual a 4 MPa. Convém acrescentar que a substituição de  $\sigma_u$  por  $\sigma_f$  é considerada uma aproximação razoável, pois o material apresenta baixa ductilidade.

Tendo em vista as aproximações adotadas e o espalhamento nos resultados experimentais inerente aos ensaios de fadiga, pode-se concluir que o valor de 4.4 MPa calculado para o coeficiente linear, está em razoável concordância com aquele levantado a partir da linearização dos dados experimentais (Fig 4.10)

#### **4.4 Cinética de crescimento de trincas de fadiga**

Com o objetivo de verificar a aplicabilidade da lei de Paris, foram levantadas as curvas representativas da cinética de crescimento de trincas de fadiga para os compósitos de 6 e 14% de polpa. O procedimento adotado foi o de levantar a relação entre o comprimento da trinca  $a$  e o número de ciclos para falha,  $N$ , ensaiando 2 corpos de prova para cada uma das microestruturas em questão. Para a obtenção dessas curvas, adotou-se uma carga média para os compósitos de 6% de polpa, de 125 N, enquanto que para os de 14% de polpa, a carga média adotada foi de 40 N. Esses níveis de carga foram escolhidos a partir das curvas de carregamento do ensaio de flexão monotônico para os corpos de prova entalhados de 6 e 14%, que indicaram um valor médio da carga limite de proporcionalidade  $P_p$  de 250 N e 80 N respectivamente. Em relação as cargas máximas e mínimas adotadas, estas foram determinadas de acordo com as

equações 4.1 e 4.2, considerando a amplitude de carga utilizada para os corpos de 6% de polpa de 50 N e de 20 N para os de 14%. As Tabelas 4.6 e 4.7 apresentam os valores de  $a$  em função de  $N$  e as figuras 4.11 e 4.12 as suas respectivas curvas.

Tabela 4.6 – Dados referentes do crescimento da trinca de fadiga para o compósito de 6% de reforço.

<b>a, mm</b>	<b>N</b>
26,5	2022
27,0	3050
27,5	6322
28,0	13020
28,5	16455
29,0	24355
29,5	28435
30,0	30237
30,5	31255
31,0	34422
31,5	38443
32,0	40756
32,5	42378
33,0	44235
33,5	46000

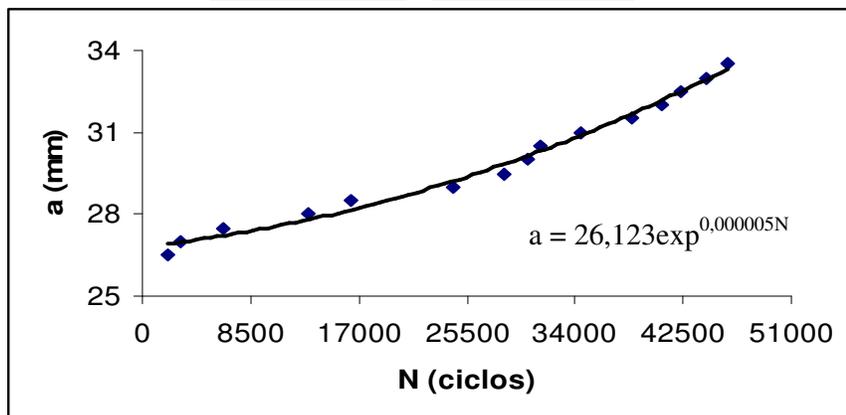


Figura 4.11 – Curva  $a$  x  $N$  para o compósito de 6% de reforço

Tabela 4.7 – Dados referentes ao crescimento da trinca de fadiga para o compósito de 14% de reforço.

a, mm	N
26,5	850
27,0	1235
27,5	1722
28,0	2810
28,5	3450
29,0	3900
29,5	4242
30,0	4568
30,5	4753
31,0	5228
31,5	5923
32,0	6137
32,5	6236
33,0	6855
33,5	7422

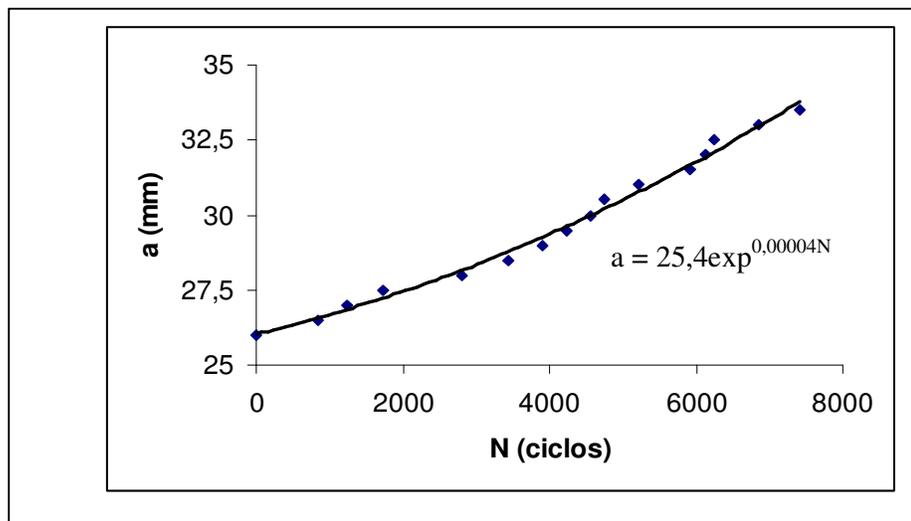


Figura 4.12 – Curva a x N para o compósito de 14% de reforço

De posse das curvas a-N para ambas as microestruturas, calculou-se da/dN, que representa a inclinação da reta tangente em cada ponto dessas curvas. Isto foi feito a partir da diferenciação das equações representativas da relação a versus N, constantes das Fig 4.11 e 4.12. Obtém-se assim da/dN em função de N para os compósitos de 6 e 14% de polpa conforme as equações abaixo.

$$\frac{da}{dN} = 0,000131 \exp(5 \times 10^{-6} N) \quad (4.5)$$

$$\frac{da}{dN} = 0,0102 \exp(4 \times 10^{-5} N) \quad (4.6)$$

Utilizando a equação 3.7, calculou-se o valor de  $\Delta K$  correspondente ao tamanho de trinca a durante sua propagação em regime cíclico de carregamento. Para tal fim, calculou-se a função f (a/W) foi calculada a partir da expressão (Norma EGF P1-90, 1989).

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \left[ \frac{3\left(\frac{a}{W}\right)^{\frac{1}{2}}}{2\left[1 + 2\left(\frac{a}{W}\right)\right]\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{\frac{3}{2}}}\right] \frac{L}{W} \left\{ 1,99 - \left(\frac{a}{W}\right)\left(1 - \frac{a}{W}\right) \left[ 2,15 - 3,93\left(\frac{a}{W}\right) + 2,7\left(\frac{a}{W}\right)^2 \right] \right\} \quad (4.7)$$

Nas Tabelas 4.8 e 4.9 são apresentados os valores de da/dN e  $\Delta K$  e nas Fig 4.13 e 4.14 são apresentadas as curvas representativas da cinética de crescimento de trincas para ambos os compósitos.

Tabela 4.8 – Valores de  $da/dN$  versus  $\Delta K$  para o compósito de 6% de reforço.

$da/dN$ (mm/ciclo)	$\Delta K$ (MPa.m <sup>1/2</sup> )
$1,32 \times 10^{-4}$	0,146
$1,33 \times 10^{-4}$	0,159
$1,35 \times 10^{-4}$	0,165
$1,40 \times 10^{-4}$	0,171
$1,42 \times 10^{-4}$	0,177
$1,48 \times 10^{-4}$	0,183
$1,51 \times 10^{-4}$	0,191
$1,51 \times 10^{-4}$	0,199
$1,52 \times 10^{-4}$	0,206
$1,53 \times 10^{-4}$	0,214
$1,56 \times 10^{-4}$	0,223
$1,59 \times 10^{-4}$	0,233
$1,63 \times 10^{-4}$	0,243
$1,65 \times 10^{-4}$	0,254

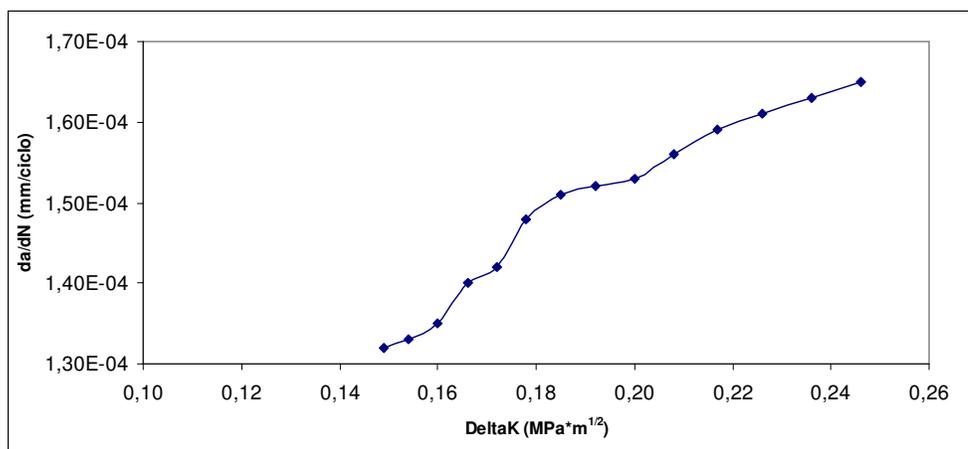


Figura 4.13 Diagrama representativo da cinética de crescimento de trincas de fadiga no compósito de 6%.

Tabela 4.9 – Valores de  $da/dN$  versus  $\Delta K$  para o compósito de 14% de reforço.

$da/dN$ (mm/ciclo)	$\Delta K$ (MPa.m <sup>1/2</sup> )
$1,05 \times 10^{-2}$	0,060
$1,07 \times 10^{-2}$	0,062
$1,09 \times 10^{-2}$	0,064
$1,14 \times 10^{-2}$	0,066
$1,17 \times 10^{-2}$	0,069
$1,19 \times 10^{-2}$	0,071
$1,20 \times 10^{-2}$	0,074
$1,22 \times 10^{-2}$	0,077
$1,23 \times 10^{-2}$	0,080
$1,25 \times 10^{-2}$	0,083
$1,29 \times 10^{-2}$	0,087
$1,30 \times 10^{-2}$	0,090
$1,30 \times 10^{-2}$	0,094

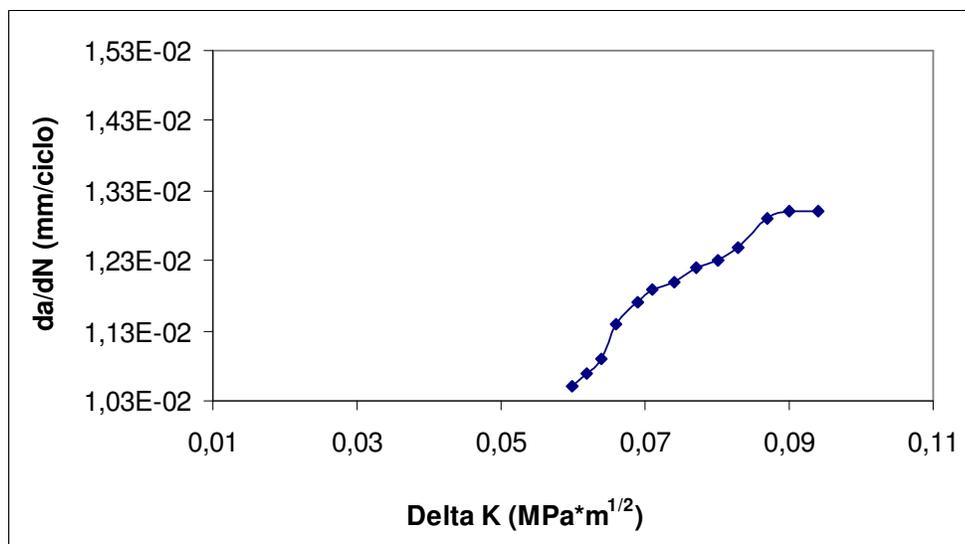


Figura 4.14 – Diagrama representativo da cinética de crescimento de trincas de fadiga para o compósito de 14%.

A modelagem dos dados experimentais por meio da lei de Paris pode ser feita traçando  $da/dN$  versus  $\Delta K$  numa escala logarítmica. Os coeficientes linear e angular da linha reta resultante correspondem aos valores de  $C$  e  $m$  respectivamente. Tais valores estão listados na tabela abaixo.

Tabela 4.10 – Valores das constantes  $C$  e  $m$  para as microestruturas.

Compósitos	$C$ (mm/ciclo)	$m$
CPB6SR	0,0003	0,464
CPB14SR	0,042	0,483

As linhas retas representativas da cinética de crescimento da trinca de fadiga estão apresentadas nas Fig 4.15 e 4.16 para CPB6SR e CPB14SR respectivamente.

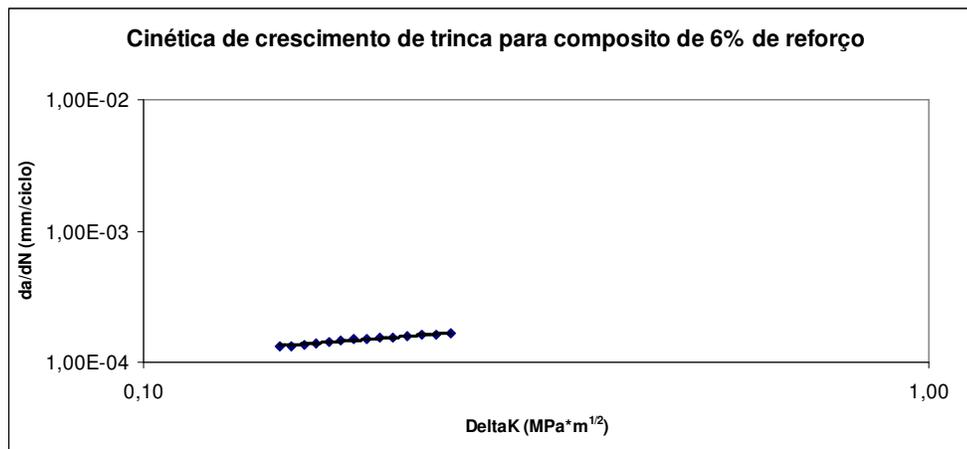


Figura 4.15 – Diagrama representativo do crescimento da trinca de fadiga para o compósito entalhado de 6%.

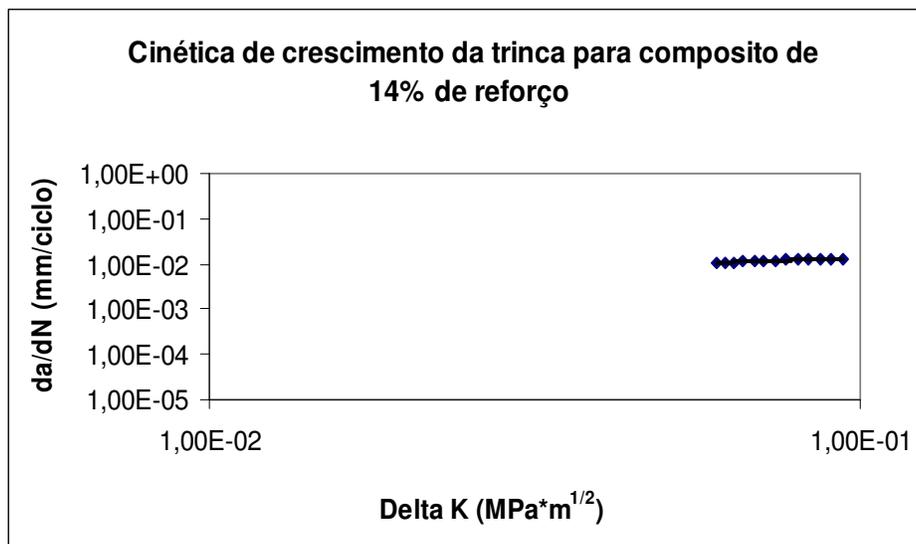


Figura 4.16 – Diagrama representativo do crescimento da trinca de fadiga para o compósito entalhado de 14%.

Conforme a norma ASTM E647, a trinca de fadiga não deve apresentar durante sua propagação um desvio maior que 20° do seu plano de simetria em uma distância superior a 0,1W.

No entanto, esta regra não foi obedecida para o CPB14SR, mas por outro lado, foi obedecida para o CPB6SR (Fig 4.17).



Figura 4.17 – Esquema apresentando a forma de propagação da trinca nos compósitos de 6% (à esquerda) e no 14%.

Os valores de C listados na tabela 4.10 indicam que a resistência à propagação da trinca é bem superior para o de CPB6SR em comparação ao

CPB14SR, uma vez que a constante  $C$  se apresenta bem inferior para o primeiro compósito em comparação com o segundo. Isto pode ser atribuído em parte ao aumento da heterogeneidade, associado a aumento da quantidade de reforço (polpa) para altos teores, o que estão associados a um aumento no teor de vazios, o que contribui à diminuição da resistência à fadiga. Observa-se também que os valores de  $m$  (expoente de Paris), obtidos nesse trabalho, são inferiores aos de materiais metálicos que se encontram na faixa de 2 a 4 e dos de cerâmicos da ordem de 15 a 50 (Ritchie et al, 2000).

#### 4.5. Análise fractográfica e microestrutural

Amostras dos compósitos CPB6SR e CPBP14SR preparadas conforme descrito no item 3.3, foram observadas no microscópio eletrônico de varredura. A nível microscópico, pode-se observar, de acordo com as Fig 4.18 e 4.19, que nos compósitos de 6% de reforço existem regiões onde há grande concentração de fibras, o que fica ainda mais evidente para os compósitos de 14%, corroborando dessa forma o fato material é essencialmente heterogêneo.



Figura 4.18 – Distribuição das fibras na superfície de fratura do CPB6SR .

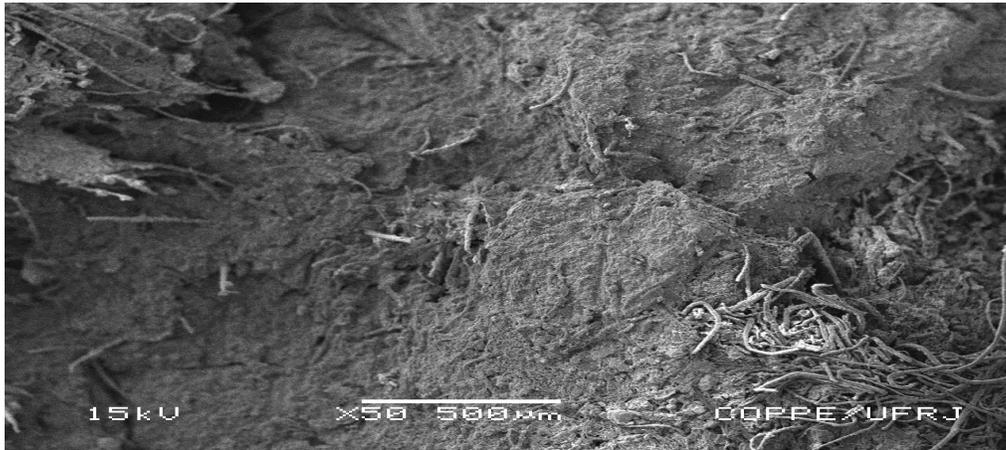


Figura 4.19 – Distribuição das fibras na superfície de fratura do CPB14SR.

O mecanismo predominante de fratura nesses compósitos foi o rompimento das fibras. Também foi observado a presença de poros na matriz conforme pode ser visto na Fig 4.20. O rompimento das fibras, deixa evidente que existe uma boa aderência das mesmas com a matriz cimentícia. Entretanto, a presença de fibras sobressaindo da superfície de fratura indica o arrancamento de parte delas (pull-out).

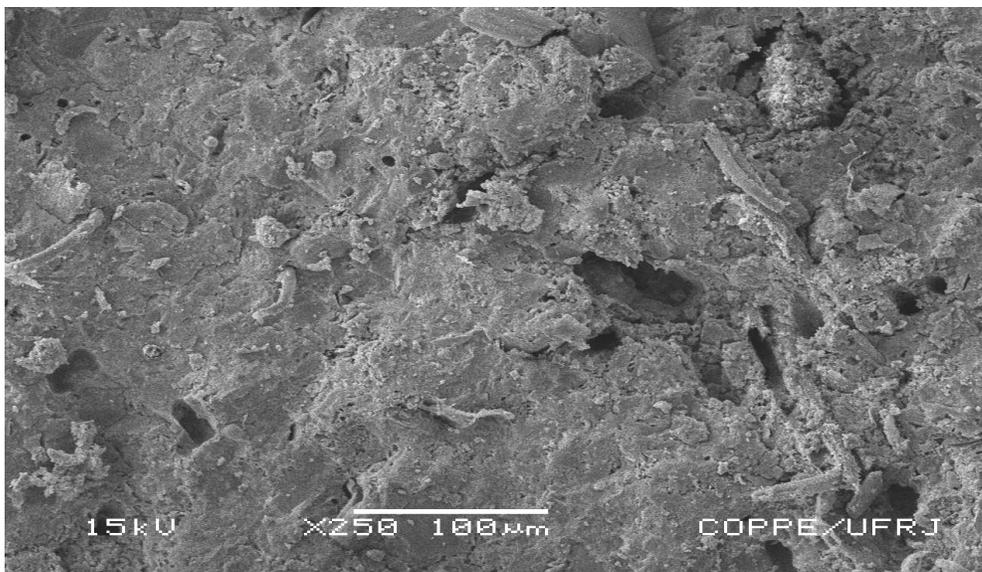


Figura 4.20 - Aspecto das fibras rompidas após os ensaios de flexão no CPB6SR .

Foi possível observar, conforme mostrado na figura 4.21, a presença de pequenos cristais na superfície das fibras. O tamanho desses cristais provavelmente está relacionado à quantidade de água por eles absorvida. Como as cadeias polissacarídicas e protéicas são altamente higroscópicas e estão presentes em grande quantidade nas fibras sem refino, haverá uma menor quantidade de água livre para a hidratação e crescimento desses cristais.

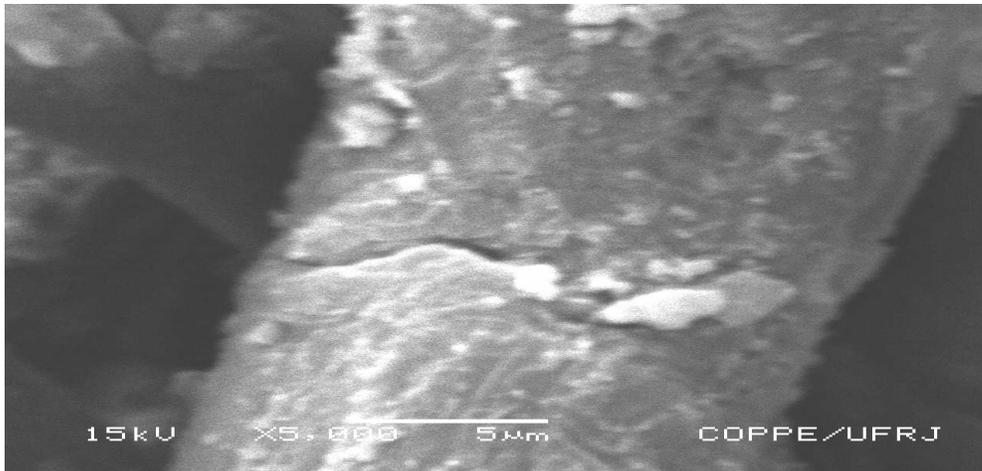


Figura 4.21 - Esquema exemplificando a presença de pequenas incrustações na superfície das fibras sem refino.