

EDUARDO DE FIGUEIREDO CAMPELLO

Comportamento Mecânico de Argamassas Reforçadas por Fibras Sintéticas e Metálicas

Tese submetida ao programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal Fluminense como requisito parcial para obtenção do Título de Doutor em Engenharia Civil. Área de concentração: Tecnologia da Construção.

Orientador : Prof. Fathi Aref Ibrahim Darwish – Ph.D.

Co-Orientador: Prof. Marcos Venícius Soares Pereira – Ph.D.

Niterói

2013

Ficha Catalográfica elaborada pela Biblioteca da Escola de Engenharia e Instituto de Computação da UFF

C193 Campello, Eduardo de Figueiredo
Comportamento mecânico de argamassas reforçadas por fibras sintéticas e metálicas / Eduardo de Figueiredo Campello. – Niterói, RJ : [s.n.], 2013.
168 f.

Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Universidade Federal Fluminense, 2013.
Orientadores: Fathi Aref Ibrahim Darwish, Marcos Venícius Soares Pereira.

1. Mecânica da fratura. 2. Argamassa. 3. Fibra de polipropileno. 4. Tecnologia da construção. 5. Propriedade mecânica. I. Título.

CDD 620.1126

EDUARDO DE FIGUEIREDO CAMPELLO

**COMPORTAMENTO MECÂNICO DE ARGASSAS REFORÇADAS POR FIBRAS
SINTÉTICAS E METÁLICAS**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação
em Engenharia Civil da Universidade Federal
Fluminense como requisito parcial para obtenção
do Título de Doutor em Engenharia Civil. Área de
Concentração: Tecnologia da Construção.

Aprovada em 18 de dezembro de 2012

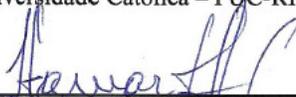
BANCA EXAMINADORA



Prof. Fathi Aref Ibrahim Darwish, Ph.D. – (Orientador)
Universidade Federal Fluminense



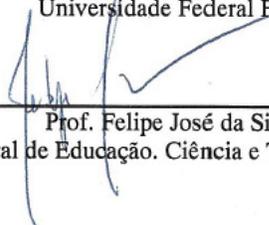
Prof. Marcos Venício Soares Pereira, Dr. Ing. (co-orientador)
Pontifícia Universidade Católica – PUC-RIO



Prof. Itamar Messias de Freitas, D.Sc.
Universidade Federal Fluminense



Prof. Luiz Carlos Mendes, D.Sc.
Universidade Federal Fluminense



Prof. Felipe José da Silva, D.Sc.
Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Rio de Janeiro

Niterói
2012

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador e co-orientador, Profs. Fathi Darwish e Marcos Venícius Soares Pereira pela orientação e colaboração na execução desse trabalho.

Ao Prof. Francisco José Varejão Marinho, pelo conhecimento compartilhado e incentivo a realização desta pesquisa.

A Lafarge, pelo fornecimento do cimento aluminoso.

A Metalúrgica Volcano, pela doação das fibras de aço utilizadas neste trabalho.

A Prof. Andreia Sarmento pelo fornecimento das fibras poliméricas para execução desse trabalho.

Ao Prof. Felipe José da Silva, pela inestimável ajuda na parte experimental através da execução dos ensaios mecânicos.

A Capes, pelo apoio financeiro concedido que possibilitou a realização desta pesquisa.

Não conheço nenhuma fórmula infalível para obter o sucesso, mas conheço uma forma infalível de fracassar: tentar agradar a todos.

Jonh F. Kennedy

SUMÁRIO

- 1 - INTRODUÇÃO, p. 19**
 - 1.1 – JUSTIFICATIVA, p. 23
 - 1.2 – OBJETIVOS p. 24
 - 1.2.1 – Objetivos Intermediários, p. 24**
 - 1.3 – ESTRUTURAÇÃO DO TRABALHO, p. 25

- 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA, p.26**
 - 2.1 – COMPÓSITOS, p.26
 - 2.2 – USO DE FIBRAS EM COMPÓSITOS CIMENTÍCIOS, p. 29
 - 2.2.1 – Fibras de aço, p. 31**
 - 2.2.2 – Fibras de polipropileno, p. 34**
 - 2.3 – CIMENTO PORTLAND, p. 37
 - 2.4 – CIMENTO ALUMINOSO, p. 40
 - 2.4.1 – Conversão e desempenho de compósitos aluminosos, p. 45**
 - 2.5 – INFLUÊNCIA DAS FIBRAS NO COMPORTAMENTO DOS COMPÓSITOS, p. 48
 - 2.5.1 – Regra das misturas, p. 54**
 - 2.5.2 – Fatores de eficiência relacionados ao comprimento e orientação das fibras, p. 56**
 - 2.5.3 – Modelos para fibras curtas ou particuladas, p. 58**
 - 2.6 – MECÂNICA DA FRATURA, p. 58
 - 2.6.1 – Mecânica da fratura linear elástica – Fator K, p. 60**
 - 2.6.2 – Mecânica da fratura linear não linear – Integral J, p. 64**
 - 2.7 – COMPORTAMENTO EM COMPRESSÃO DE COMPÓSITOS CIMENTÍCIOS, p. 66

- 2.8 – COMPORTAMENTO EM FLEXÃO DE COMPÓSITOS CIMENTÍCIOS, p. 68
- 2.9 – COMPORTAMENTO AO IMPACTO, p. 69

3 – PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL, p. 72

- 3.1 – MATERIAIS UTILIZADOS, p. 72
- 3.2 – FABRICAÇÃO DOS COMPÓSITOS, p. 75
 - 3.2.1 - Moldagem dos corpos de prova de compressão, p. 77**
 - 3.2.2 - Moldagem dos corpos de prova de flexão, p. 78**
- 3.3 – ENSAIOS MECÂNICOS, p. 79
 - 3.3.1 – Ensaio de Compressão, p. 79**
 - 3.3.2 – Ensaio de flexão em corpos de prova não entalhados, p. 81**
 - 3.3.3 – Ensaio de flexão em corpos de prova entalhados, p. 82**
- 3.4 – ENSAIOS DE IMPACTO, p. 85
- 3.5 – ANÁLISE FRACTOGRÁFICA, p. 86

4 – RESULTADOS, p. 87

- 4.1 – ENSAIOS DE COMPRESSÃO, p. 87
- 4.2 – ENSAIOS DE FLEXÃO EM ARGAMASSAS NÃO ENTALHADAS, p. 100
- 4.3 – ENSAIO DE IMPACTO, p. 113
- 4.4 – ENSAIO DE INTEGRAL J, p. 116
- 4.5 – ANÁLISE FRACTOGRÁFICA, p. 131
- 4.6 – ANÁLISE MACROGRÁFICA, p. 140

5 – ANÁLISE DOS RESULTADOS, p. 145

- 5.1 – COMPRESSÃO, p. 145
- 5.2 – ENSAIOS DE FLEXÃO, p. 149
- 5.3 – ENSAIOS DE IMPACTO, p. 151
- 5.4 – ENSAIOS DE INTEGRAL J, p. 153
 - 5.4.1 – Estimativa De K_{Ic} , p.155**

6 – CONCLUSÕES, p.157

- 6.1 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS, p. 159

7 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS, p. 161

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

- Figura 2.1 – Classificação dos compósitos, p. 28
- Figura 2.2 – Reações químicas envolvidas no processo de conversão, p. 47
- Figura 2.3 – Variação da tensão com o comprimento das fibras, p. 57
- Figura 2.4 - Representação esquemática da distribuição de tensões nas proximidades de uma trinca, p. 61
- Figura 2.5 – Representação esquemática do campo de tensões ao redor da trinca, p. 65
- Figura 3.1 – Esquema das fibras de aço inoxidável e ao carbono, p. 75
- Figura 3.2 – Esquema do misturador empregado, p. 76
- Figura 3.3 – Molde utilizado na fabricação dos corpos de prova de compressão, p. 78
- Figura 3.4 – Esquema do molde utilizado na fabricação dos corpos de prova entalhados, p. 79
- Figura 3.5 – Esquema dos corpos de prova utilizados nos ensaios de flexão, em mm, p. 79
- Figura 3.6 – Extensômetro tipo L e corpo de prova preparado para ser ensaiado em compressão, p. 81
- Figura 3.7 – Esquema representativo de ensaio de flexão em compósito não entalhado, p. 82
- Figura 3.8 – Esquema do ensaio de flexão para compósito entalhado, p. 83
- Figura 3.9 – Orientação do corpo de prova na máquina de impacto, p. 86
- Figura 4.1 - Variação da tensão com a deformação para a argamassa P0, p. 87
- Figura 4.2 – Variação da tensão com a deformação para a argamassa PN7, p. 88
- Figura 4.3 – Variação da tensão com a deformação para a argamassa PN14, p. 88
- Figura 4.4 – Variação da tensão com a deformação para a argamassa PN20, p. 89
- Figura 4.5 – Variação da tensão com a deformação para a argamassa PC7, p. 89
- Figura 4.6 - Variação da tensão com a deformação para a argamassa PC14, p. 90
- Figura 4.7 - Variação da tensão com a deformação para a argamassa PC20, p. 90
- Figura 4.8 - Variação da tensão com a deformação para a argamassa PP7, p. 91
- Figura 4.9- Variação da tensão com a deformação para a argamassa A0, p. 91
- Figura 4.10 - Variação da tensão com a deformação para a argamassa AN7, p.92
- Figura 4.11 – Variação da tensão com a deformação para a argamassa AN14, p. 92
- Figura 4.12 – Variação da tensão com a deformação para a argamassa AN20, p. 93
- Figura 4.13 – Variação da tensão com a deformação para a argamassa AC7, p. 93
- Figura 4.14 – Variação da tensão com a deformação para a argamassa AC14, p. 94
- Figura 4.15 – Variação da tensão com a deformação para a argamassa AC20, p. 94
- Figura 4.16 – Variação da tensão com a deformação para a argamassa AP7, p. 95

Figura 4.17 – Curvas da variação dos valores médios de σ_c com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland, p. 98

Figura 4.18 – Curvas da variação dos valores médios de E_c com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland, p. 98

Figura 4.19 – Curvas da variação dos valores médios de v_c com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland, p. 99

Figura 4.20 – Curvas da variação dos valores médios de σ_c com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento aluminoso, p. 99

Figura 4.21 – Curvas da variação dos valores médios de E_c com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento aluminoso, p. 100

Figura 4.22 – Curvas da variação dos valores médios de v_c com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento aluminoso, p. 100

Figura 4.23 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa P0, p. 101

Figura 4.24 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PN7, p. 101

Figura 4.25 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PC7, p. 102

Figura 4.26 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PN14, p. 102

Figura 4.27 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PC14, p. 103

Figura 4.28 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PN20, p. 103

Figura 4.29 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PC20, p. 104

Figura 4.30 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa A0, p. 104

Figura 4.31 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AN7, p. 105

Figura 4.32 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AC7, p. 105

Figura 4.33 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AN14, p. 106

Figura 4.34 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AC14, p. 106

Figura 4.35 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AN20, p. 107

Figura 4.36 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AC20, p. 107

Figura 4.37 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AP7, p. 108

Figura 4.38 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PP7, p. 108

Figura 4.39 – Variação dos valores médios da resistência à flexão com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono para a argamassa de cimento Portland, p. 110

Figura 4.40 – Variação dos valores médios da energia absorvida com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland, p. 111

Figura 4.41 – Variação dos valores médios da deflexão com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono para a argamassa de cimento Portland, p. 111

Figura 4.42 – Variação dos valores médios da resistência à flexão com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento aluminoso, p. 112

Figura 4.43 – Variação dos valores médios do módulo da energia absorvida com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento aluminoso, p. 112

Figura 4.44 – Variação dos valores médios da deflexão com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento aluminoso, p. 113

Figura 4.45 – Variação dos valores médios da energia de impacto com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland, p. 115

Figura 4.46 – Variação dos valores médios da energia de impacto com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Aluminoso, p. 115

Figura 4.47 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa P0, p. 116

Figura 4.48 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PN7, p. 116

Figura 4.49 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PC7, p. 117

Figura 4.50 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PN14, p. 117

Figura 4.51 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PC14, p. 118

Figura 4.52 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PN20, p. 118

Figura 4.53 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PC20, p. 119

Figura 4.54 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PP7, p. 119

Figura 4.55 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa A0, p. 120

Figura 4.56 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AN7, p. 120

Figura 4.57 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AC7, p. 121

Figura 4.58 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AN14, p. 121

Figura 4.59 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AC14, p. 122

Figura 4.60 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AN20, p. 122

Figura 4.61 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AC20, p. 123

Figura 4.62 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AP7, p. 123

Figura 4.63 - Variação dos valores médios da energia integrada, U , com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland, p. 126

Figura 4.64 - Variação dos valores médios da integral J na carga máxima, $J_{m\acute{a}x}$, com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland, p. 126

Figura 4.65 - Variação dos valores médios da energia integrada na iniciação, U_i , com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland, p. 127

Figura 4.66 - Variação dos valores médios da Integral J na iniciação, J_i , com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland, p. 127

Figura 4.67 - Variação dos valores médios da energia integrada, U , com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Aluminoso, p. 128

Figura 4.68 - Variação dos valores médios da integral J na carga máxima, $J_{m\acute{a}x}$, com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Aluminoso, p. 128

Figura 4.69 - Variação dos valores médios da energia integrada na iniciação, U_i , com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Aluminoso, p. 129

Figura 4.70 - Variação dos valores médios da Integral J na iniciação, J_i , com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Aluminoso, p. 129

Figura 4.71 - Variação dos valores médios da carga máxima, $P_{m\acute{a}x}$, com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland, p. 130

Figura 4.72 - Variação dos valores médios da deflexão na carga máxima, $\delta_{m\acute{a}x}$, com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland, p. 130

Figura 4.73 - Variação dos valores médios da carga máxima, $P_{m\acute{a}x}$, com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Aluminoso, p. 131

Figura 4.74 - Variação dos valores médios da deflexão na carga máxima, $\delta_{m\acute{a}x}$, com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Aluminoso, p. 131

Figura 4.75 – Superfície de fratura de corpo de prova de argamassa de cimento Portland reforçada por fibras de aço ao carbono (PC20), p. 132

Figura 4.76 – Superfície de fratura de corpo de prova do compósito PP7, p. 133

Figura 4.77 – Superfície de fratura de corpo de prova ensaiado em impacto do compósito AP7, p. 134

Figura 4.78 – Superfície de fratura de corpo de prova ensaiado em impacto do compósito AC7, p. 134

Figura 4.79 – Superfície de fratura de corpo de prova ensaiado em impacto do compósito AC7, p. 135

Figura 4.80 – Superfície de fratura de corpo de prova ensaiado em impacto do compósito AC7, p. 135

Figura 4.81 – Espectro fornecido pelo EDS para corpo de prova da argamassa de cimento Portland reforçado por aço inoxidável com ampliação de 1200x, p. 136

Figura 4.82 – Espectro quantitativo fornecido pelo EDS para a mesma argamassa, p. 136

Figura 4.83 – Espectro fornecido pelo EDS para corpo de prova da argamassa de cimento Portland reforçado por aço ao carbono com ampliação de 1200x, p. 137

Figura 4.84 – Espectro quantitativo fornecido pelo EDS para a mesma argamassa (1200x), p. 137

Figura 4.85 – Espectro fornecido pelo EDS para corpo de prova da argamassa de cimento Portland reforçada por fibras de polipropileno com ampliação de 1000x, p. 138

Figura 4.86 – Espectro quantitativo fornecido pelo EDS para a mesma argamassa, p. 138

Figura 4.87 – Espectro fornecido pelo EDS para a fibra de polipropileno com ampliação de 800x, p. 139

Figura 4.88 – EDS quantitativo da respectiva fibra, p. 139

Figura 4.89 – Espectro fornecido pelo EDS para um corpo de prova da argamassa de cimento Aluminoso reforçado por fibra de polipropileno com ampliação de 1200x, p. 140

Figura 4.90 – Espectro quantitativo fornecido pelo EDS para a mesma argamassa, p. 140

Figura 4.91 – Superfície de fratura de corpo de prova entalhado de cimento Portland reforçado por fibras de aço inoxidável, AN7, p. 141

Figura 4.92 – Perfil do corpo de prova de integral J da argamassa plena de cimento aluminoso, p. 142

Figura 4.93 – Perfil do corpo de prova de integral J da argamassa de cimento Portland reforçada por fibras de aço inoxidável, AN7, p. 142

Figura 4.94 – Superfície de fratura de corpo de prova fraturado em flexão, da argamassa de cimento Portland reforçada por fibras de polipropileno, PP7, p. 143

Figura 4.95 – Corpo de prova fraturado em compressão da argamassa de cimento aluminoso reforçada por fibras de aço inoxidável, AN7, p. 143

LISTA DE TABELAS

- Tabela 2.1 – Propriedades mecânicas de algumas fibras, p. 31
- Tabela 2.2 – Exemplos de uso do cimento aluminoso, p. 45
- Tabela 2.3 - Fatores de eficiência em função da orientação das fibras, p. 56
- Tabela 2.4 – Modelo para determinação do módulo de elasticidade, de cisalhamento e de Poisson para fibras orientadas randomicamente no compósito, p. 58
- Tabela 3.1 – Dados do ensaio de granulometria, p. 72
- Tabela 3.2 – Características Químicas do Cimento Lafarge 400, p. 73
- Tabela 3.3 – Características Físicas do Cimento Lafarge 400, p. 73
- Tabela 3.4 – Características Físicas do Cimento Portland CPIIF- 32, p. 73
- Tabela 3.5 – Características Químicas do Cimento Portland CPIIF – 32, p. 74
- Tabela 3.6 – Composição dos traços utilizados, p. 77
- Tabela 4.1 – Valores do limite de resistência à compressão (σ_c), do módulo de elasticidade (E) e do coeficiente de Poisson (ν) com seus respectivos desvios padrão para as argamassas de cimento Portland, p. 95
- Tabela 4.2 – Valores do limite de resistência à compressão (σ_c), do módulo de elasticidade (E) e do coeficiente de Poisson (ν) para as argamassas de cimento aluminoso, p. 96
- Tabela 4.3 - Resultados médios dos ensaios de flexão em três pontos com seus respectivos desvios padrão em argamassas de cimento Portland não entalhadas, p. 109
- Tabela 4.4 - Resultados médios dos ensaios de flexão em três pontos com seus respectivos desvios padrão em argamassas de cimento Aluminoso não entalhadas, p. 109
- Tabela 4.5 – Valores da energia absorvida no impacto da argamassa de cimento Portland sem e com reforço de fibras de aço inoxidável, ao carbono e de polipropileno. com seus respectivos desvios, p. 114
- Tabela 4.6 – Valores da energia absorvida no impacto da argamassa de cimento aluminoso sem e com reforço de fibras de aço inoxidável, ao carbono e polipropileno, p. 114
- Tabela 4.7 - Resultados médios dos ensaios de flexão com seus respectivos desvios em corpos de prova entalhados da argamassa de cimento Portland, p. 124
- Tabela 4.8 - Resultados médios dos ensaios de flexão com seus respectivos desvios em corpos de prova entalhados da argamassa de cimento Aluminoso, p. 124
- Tabela 4.9 - Valores médios da capacidade portante e da deflexão correspondente, com seus respectivos desvios, dos corpos de prova utilizados no ensaio de integral J, para a argamassa de cimento Portland, p. 125

Tabela 4.10 - Valores médios da capacidade portante e da deflexão correspondente, com seus respectivos desvios, dos corpos de prova utilizados no ensaio de integral J, para a argamassa de cimento Aluminoso, p. 125

Tabela 5.1 – Valores de K_{Ic} e K_{Jc} para os compósitos a base da argamassa de cimento Portland, p. 155

Tabela 5.2 – Valores de K_{Ic} e K_{Jc} para os compósitos a base da argamassa de cimento Aluminoso, p. 156

LISTA DE SIGLAS E SÍMBOLOS

α - Parâmetro geométrico que depende do tamanho da trinca e da geometria do corpo de prova.
B – Espessura do corpo de prova
W – Largura do corpo de prova
w-a – ligamento
L – Distância entre os apoios
m – Inclinação da curva carga-deflexão corrigida
a – Tamanho da trinca
 σ - Tensão
 P_u – Carga última
 E_c – Módulo de elasticidade do compósito
 E_m – Módulo de elasticidade da matriz
 E_f – Módulo de elasticidade das fibras
 ϵ_c – Deformação do compósito
 ϵ_m – Deformação na matriz
 ϵ_f – Deformação na fibra
 ϵ_{mm} – Tensor das deformações
 ϵ_a – Deformação axial
 ϵ_l – Deformação lateral
 ϵ_v – Deformação Volumétrica
 $f(\theta)$ – Função do ângulo θ
 V_f – Volume de Fibras
 V_c – Volume do Compósito
 V_m – Volume da Matriz
K – Fator de Intensidade de Tensões
 K_{Ic} – Tenacidade à fratura em condições de deformação plana
 K_c – Tenacidade à fratura em condições de tensão plana
 K_{σ} - Fator de Concentração de Tensões Elásticas
P – Carga aplicada
 δ - Deslocamento
 η_1 – Fator de Eficiência de Cox
 η_2 – Fator de Eficiência de Krenchel
 G_c – Resistência à propagação da trinca
 σ_c – Tensão no compósito
 σ_f – Tensão na fibra
 σ_m – Tensão na matriz

σ_a – Tensão axial
 $\sigma_{m\acute{a}x}$ – Tensão máxima atuante na ponta da trinca
 σ_n – Tensão Nominal
 σ_{ij} – Tensor das tensões
 σ_f - Limite de resistência à tração
 ρ - Raio de curvatura da ponta da trinca
 l/d – relação de aspecto das fibras
 l_c – Comprimento crítico das fibras
 ν - Coeficiente de Poisson
 J_{Ic} – Integral J na iniciação da fissuração
 $J_{m\acute{a}x}$ – Integral J na carga máxima
MFLE – Mecânica da Fratura Linear Elástica
MFEP – Mecânica da Fratura Elastoplástica
 T_i – Vetor de tração
 n_j – Vetor unitário ao contorno
 U – Energia por unidade de espessura
 $U_{m\acute{a}x}$ – Energia absorvida na carga máxima
 W – Energia de deformação
 μ - Módulo de cisalhamento
 $\phi_{m\acute{a}x}$ – Diâmetro máximo equivalente do agregado
 r – Coordenada do ponto no plano
 θ - Coordenada do ponto no plano
CRFA – Concreto reforçado com fibras de aço
 C_2S – Silicato Dicálcico
 C_3S – Silicato Tricálcico
 C_3A – Aluminato Tricálcico
 C_3AF – Ferroaluminato tetracálcico
 $\delta_{m\acute{a}x}$ – flecha correspondente a $P_{m\acute{a}x}$
 $P_{m\acute{a}x}$ – Carga máxima aplicada
 P_u – Carga última
 σ_u – Tensão última

RESUMO

Este trabalho procura investigar o efeito da adição de fibras de polipropileno, de aço inoxidável e ao carbono no comportamento mecânico de argamassas de cimento portland e cimento aluminoso. Visando o uso dos compósitos em aplicações estruturais, o estudo realizado procurou levantar parâmetros de tenacidade baseados na metodologia da mecânica da fratura elasto-plástica. As propriedades investigadas incluem também a resistência à compressão, à flexão e ao impacto. A influência das fibras foi avaliada através da incorporação de três teores diferentes de fibras (0,7, 1,4 e 2%) em volume, para cada tipo de aço além de um único teor de 0,7% para as fibras de polipropileno, perfazendo um total de sete compósitos para cada uma das argamassas envolvidas. O traço da argamassa plena de cimento Portland foi elaborado misturando o cimento e areia na proporção de 1:1 adotando fator água/cimento de 0,35. O traço da argamassa de cimento aluminoso por outro lado teve a razão cimento/areia de 1:2 e fator água/cimento de 0,40. Os resultados obtidos mostraram que a incorporação das fibras de ambos os aços promoveu elevação da resistência à compressão e da energia de impacto para ambas as argamassas. Por outro lado, quando da incorporação de fibras de polipropileno, houve uma queda significativa na referida resistência para ambas as argamassas. Em relação à capacidade portante dos corpos de prova carregados em flexão, a incorporação de fibras de aço inoxidável resultou num ganho máximo da ordem de 39 e 47% para as argamassas de cimento Portland e aluminoso, respectivamente. Tais ganhos foram reduzidos para 28 e 23% no caso do aço ao carbono e para 21 e 18% no caso do polipropileno. No que se refere à tenacidade, os resultados mostraram que a incorporação de fibras tanto de aço como de polipropileno promoveram aumentos significativos nos valores da Integral J na carga máxima, $J_{m\acute{a}x}$. Mais especificamente, foi verificado um aumento máximo de $J_{m\acute{a}x}$ por um fator de aproximadamente 30 na presença de fibras de aço inoxidável (2% em volume), de 23 para o aço ao carbono (2% em volume) e de 18 na presença de 0,7% em volume de polipropileno.

Palavras chave: Mecânica da Fratura; Integral J; Fibras de aço; Fibras de polipropileno; Energia de Impacto.

ABSTRACT

The purpose of this work was to study the effect of the presence of polypropylene, stainless steel and plain carbon steel fibers on the mechanical behavior of Portland cement and aluminous cement mortars. In addition to appropriate elasto-plastic toughness parameters, the study also included the determination of the compressive strength, flexural strength and impact resistance. The influence of the fibers was evaluated by incorporating three different volume fractions (0.7; 1.4; e 2%) for each type of the steel fibers and a unique volume fraction of 0.7% for the polypropylene fibers, which resulted in a total of seven composites for each cement mortar involved in the study. The Portland cement mortar mixture consisted of cement and sand in the proportions of 1:1 with a water/cement ratio of 0.35. For the aluminous cement on the other hand, a cement/sand ratio of 1/2 and water/cement ratio of 0.4 were adopted. The results indicated an increase in compressive strength and impact energy for both mortars due to the presence of steel fibers. Polypropylene fibers on the other hand resulted in a significant decrease in compressive strength. As to the load carrying capacity of bend specimens, the incorporation of stainless steel fibers was associated with an increase of 39 and 47% for the Portland cement and aluminous cement mortars, respectively. Such improvements were reduced to 28 and 23% in the case of carbon steel fibers and to 21 and 18% in the case of polypropylene. As to the toughness results, it is concluded that fiber presence was invariably associated with a significant increase in the level of J integral at maximum load, $J_{m\acute{a}x}$. Specifically, a maximum increase in $J_{m\acute{a}x}$ by a factor of approximately 30 was verified in the presence of stainless fibers (2% in volume) dropped down to 23 for plain carbon steel fibers (0.7% in volume).

Keywords: Fracture Mechanics; J Integral; Steel Fibers; Polypropylene Fibers; Impact Energy; Compressive Strength

INTRODUÇÃO

A arte de construir é uma atividade recente na história da humanidade, sendo que desde a antiguidade o homem já era capaz de produzir belas peças de cerâmica, utensílios domésticos com argilas, produzindo logo depois, os mesmos a partir de metais e suas ligas. Dominava também, a fabricação de jóias e artefatos de caça e pesca, e com o advento da agricultura sentiu necessidade de construir suas casas para guardar as colheitas. Durante milhões de anos os materiais naturais (ossos, madeiras, pedras) eram os únicos conhecidos e disponíveis que atendiam de forma rudimentar as necessidades do ser humano. De fato, atualmente dispõe-se de uma gama muito grande de materiais que compõe o cenário industrial, sendo utilizados para os mais diversos fins e classificados em quatro grupos (metais, cerâmicos, polímeros e compósitos). No entanto os materiais tradicionais apresentam limitações para a execução de projetos arquitetônicos, o que tem obrigado o desenvolvimento de novos produtos (KITAMURA, 2006). Assim, o desenvolvimento de pesquisas com materiais compósitos representa um importante avanço nesse sentido (KITAMURA, 2006).

Na construção civil utilizam-se muitos materiais à base de cimento reforçado com fibras, com aumento significativo dos mesmos nos últimos anos, principalmente nos países desenvolvidos, que investem de forma considerável nessa área. Estima-se que atualmente a produção mundial de compósitos seja de aproximadamente 30 milhões de toneladas por ano. Os materiais reforçados com fibras são utilizados há muito tempo, pois as fibras de palha foram empregadas em tijolos no antigo Egito e as fibras de asbesto usadas para reforçar postes de argila (FARIAS ET AL, 2000). As fibras podem ser de diferentes tipos tais como: naturais (sisal, coco, juta entre outras), sintéticas (nylon, PVA, polietileno, polipropileno entre outras) e metálicas (aço), sendo que hoje, dispõe-se de uma variedade enorme de fibras que podem ser

classificadas em baixo e alto módulo de elasticidade, sendo que as de baixo módulo pouco acrescentam nas resistências à tração e compressão de compósitos, podendo ainda diminuir a resistência à compressão quando presente em grandes teores. Estes materiais podem ser encontrados em várias aplicações na construção civil, como telhas e em estruturas de concreto, como túneis e pavimentos onde se vê cada vez mais a utilização de fibras como reforço destes materiais. No passado um material de construção muito utilizado era o fibrocimento, que é obtido a partir da mistura de cimento com fibras de asbesto e que foi muito utilizado no início do século XX tendo seu uso se expandido por vários países. O asbesto é uma fibra natural largamente utilizada na indústria principalmente na fabricação de telhas, guarnições de freios (lonas e pastilhas) e revestimentos de discos de embreagem, vestimentas especiais, materiais plásticos reforçados e termoplásticos. Apresenta excelentes propriedades mecânicas sendo um material incombustível, quimicamente inerte, isolante elétrico e acústico e com elevada resistência ao desgaste e à abrasão.

A produção de placas de fibrocimento baseava-se na técnica de prensagem seguida de filtragem, o que permitia a inserção de altos teores de fibras como reforço na matriz de cimento. Apesar das fibras de amianto possuírem excelentes propriedades mecânicas, sua utilização tem sido banida por vários países, uma vez que sua extração e beneficiamento causam uma série de doenças graves. Uma das alternativas encontradas tem sido, por exemplo, a utilização de fibras naturais como reforço de argamassas e concretos em substituição ao cimento amianto.

Concretos e argamassas são materiais frágeis que apresentam baixa resistência à tração e baixa capacidade de alongamento. A presença de fibras como reforço promove um aumento da utilidade destes materiais, fazendo com que o compósito resultante seja capaz de sustentar solicitações trativas e compressivas. Embora a incorporação de fibras não deva substituir totalmente o uso da armadura de barras de aço nos concretos, a melhora no nível da tenacidade acarretada pela presença de fibras permitirá uma redução significativa na taxa da referida armadura sem comprometer a integridade estrutural dos elementos produzidos.

Nas últimas décadas, houve um avanço notável no estudo das propriedades mecânicas de compósitos incluindo as argamassas e concretos reforçados por fibras, como por exemplo, os trabalhos realizados pelo professor Khosrow Ghavami no Brasil.

Ele foi um dos primeiros pesquisadores a criar uma linha de pesquisas em 1979 na PUC/Rio voltada à caracterização estrutural e do desenvolvimento de protótipos de materiais naturais como o bambu e outras fibras naturais atuando como reforço tanto de matrizes de cimento como de solos. Seguindo essa linha de pesquisa muitos outros trabalhos foram desenvolvidos (FUJIYAMA, (1997), RODRIGUES, (1999), DOS ANJOS (2002), BRESCANSIN (2003), SALES (2006) e CAMPELLO (2006) com o objetivo de determinar o comportamento mecânico destes compósitos e sua possível utilização na construção civil, tendo sido determinadas diversas propriedades como módulo de elasticidade, resistência à compressão, ao impacto, à flexão e à fadiga. No entanto o uso de fibras vegetais como reforço de matrizes frágeis, de cimento portland, por exemplo apresenta o inconveniente das fibras sofrerem degradação devido à alcalinidade da matriz, o que reduz a sua durabilidade e conseqüentemente promove uma redução significativa de sua resistência mecânica. Além disto, as fibras são suscetíveis a absorverem muita água reduzindo sua aderência com a matriz. Inúmeras tentativas tem sido feitas no sentido de melhorar a durabilidade destes compósitos, como o uso de materiais pozolânicos, substituindo parcialmente o cimento Portland, uma vez que o uso de pozolanas diminui a alcalinidade da matriz.

Uma das alternativas à utilização de fibras vegetais como reforço dos compósitos em questão se refere ao uso de fibras metálicas ou sintéticas. O uso de uma pequena quantidade destas fibras misturada a materiais à base de cimento, como o concreto, promove redução da fissuração do material e na retração, o que leva a uma melhoria nas obras e uma redução no custo final dos projetos. Esse fenômeno é devido à perda de água dos materiais à base de cimento, o que resulta numa contração do compósito. Inúmeros estudos foram feitos a respeito dos problemas que o fenômeno de retração causava nos compósitos cimentícios e observou-se que o uso de determinadas fibras curtas distribuídas aleatoriamente na matriz possibilita uma redução na retração por secagem do concreto endurecido, tendo sido observado também que fibras de aço, vidro e polipropileno estão entre as fibras que mostram bom desempenho em investigações sobre retração por secagem (SALES, 2006). Uma das grandes vantagens dessas fibras sintéticas e metálicas em relação às fibras naturais é o fato de não serem atacadas pelos álcalis presentes no cimento, aumentando assim a durabilidade dos compósitos produzidos.

Entretanto, em algumas situações como em estruturas submetidas a ambientes agressivos, como estruturas de concreto submersas em águas sulfatadas (redes de esgoto em contato com esse tipo de ambiente) ou quando se deseja produzir peças com características refratárias, o uso do cimento portland se mostra inadequado, uma vez que este é fortemente vulnerável a processos corrosivos. Nesse sentido, o uso de cimentos contendo alto teor de alumina (aluminosos), obtidos a partir da moagem do clínquer de aluminato de cálcio, se mostra adequado e esses possuem inúmeras vantagens quando comparados ao cimento Portland comum. Nesse sentido, destacam-se a boa resistência na presença de sulfatos e alta resistência à abrasão e ao impacto. A sua comercialização atingiu o auge após a primeira guerra mundial, quando foi utilizado principalmente em estruturas de concreto massa exposto à água do mar e estruturas de fundações expostas a solos com alto teor de sulfatos (SCRIVENER, 2001). Contudo, a alta versatilidade dos cimentos aluminosos permitiram seu emprego em diversas outras aplicações como, por exemplo, na pavimentação de pistas de aeroportos, em escavações de túneis, construção de minas na África do Sul, Canadá e Austrália, entre outras, graças à alta taxa de evolução da resistência (RAEDER, 2005). No Reino Unido, os danos causados pela Segunda Guerra originaram um crescimento acelerado na construção civil da época. Os processos de cura a vapor para concreto pré-moldado de cimento Portland não tinham sido bem desenvolvidos e, conseqüentemente, o rápido endurecimento do concreto de cimento aluminoso proporcionou sua utilização em diversas estruturas pré-moldadas e protendidas. (RAEDER, 2005). Uma das grandes vantagens em relação ao cimento portland é que concretos e argamassas produzidos utilizando este aglomerante podem atingir resistências à flexão da ordem de 200 MPa.

No entanto, o uso deste tipo de cimento na construção civil apresenta uma série de restrições, em função de um fenômeno de conversão, processo onde o aluminato de cálcio ao ser hidratado forma uma estrutura cristalina pseudo-hexagonal metaestável que naturalmente irá se converter em uma estrutura cúbica. Nesse processo ocorre liberação de água que promove um aumento da porosidade dos concretos e argamassas produzidos, resultando em diminuição de sua resistência à compressão.

1.1 JUSTIFICATIVA

A crescente preocupação em torno do gerenciamento das reservas energéticas mundiais cada vez mais caras e escassas faz com que seja necessário economizar ao máximo a energia atualmente disponível. Assim sendo, há um incentivo cada vez maior para a fabricação de concretos e argamassas com a incorporação de materiais alternativos reduzindo, por exemplo, o consumo da armadura de aço no concreto. Como exemplo, podemos citar o uso de fibras vegetais como reforço de concretos e argamassas, que promove melhorias significativas nas propriedades mecânicas dos mesmos como, por exemplo, nas resistências ao impacto, à fadiga e à flexão, sendo ainda, biodegradáveis, de baixo consumo energético de produção embora sofram degradação pelo Ca(OH)_2 presentes na matriz cimentícia ao longo do tempo. Uma alternativa a esse problema seria a incorporação de fibras metálicas e sintéticas. No entanto, em algumas situações como em ambientes ácidos as estruturas de cimento portland sofrem degradação. Assim sendo, para se solucionar esse problema propõe-se o uso de concretos e argamassas de cimentos aluminosos.

Segundo a literatura, o efeito do ambiente na resistência a compressão já foi largamente estudado particularmente no contexto da conversão, processo pelo qual concretos e argamassas de cimento aluminosos reforçados ou não por fibras, atingem suas resistência de longo prazo.

A resistência à compressão não é um parâmetro suficiente para determinar como se dará a utilização de cimentos aluminosos em inúmeras aplicações não estruturais. Desse modo é necessário determinar propriedades mecânicas adicionais desses materiais como suas propriedades elásticas, ductilidade, energia de fratura e resistência à flexão. A determinação dessas propriedades é de fundamental importância quando se pretende utilizar tais materiais na construção civil. No Brasil, se encontram disponíveis pouquíssimos estudos, a cerca de sua utilização bem como de suas propriedades de fratura.

Assim sendo, em função das inúmeras vantagens do uso de fibras como reforço de concretos e argamassas procurou-se então estudar a influência das mesmas no comportamento à fratura das argamassas produzidas, o que justifica a relevância deste estudo.

1.2 OBJETIVOS

O presente trabalho tem como objetivo principal o estudo do comportamento à fratura de argamassas tanto de cimento Portland como de cimento aluminoso reforçadas por fibras (sintéticas e metálicas). Visando o uso dos compósitos em aplicações estruturais, o estudo a ser realizado pretende avaliar o levantamento de parâmetros de tenacidade adequados ao comportamento dos compósitos em questão. Isto requer a adoção da metodologia da mecânica da fratura elasto-plástica, tendo em vista o comportamento inelástico que antecede o atingimento da capacidade portante desses materiais. Procurando investigar a influência do uso de fibras, os parâmetros levantados para os compósitos foram comparados com os referentes à argamassa plena. Essas propriedades incluem a resistência mecânica bem como a tenacidade na fratura. É sabido que em estruturas de concreto armado o concreto desempenha o papel principal de suportar esforços compressivos.

1.2.1 Objetivos Intermediários

Deste modo, deve-se preocupar com a influência da presença de fibras sobre a resistência à compressão da argamassa de cimento. Mais especificamente, resume-se os objetivos deste trabalho nos seguintes pontos:

- Incorporação de fibras (sintéticas e metálicas) nos teores de 0,7%, 1,4% e 2%, em volume a serem utilizados nos compósitos e a influência destas nas características mecânicas das argamassas produzidas. Tais características incluem o módulo de elasticidade, a resistência à compressão e a resistência à tração. Estes teores foram definidos com base na literatura, a partir dos trabalhos como os de METHA e MONTEIRO (1994), KITAMURA (2006), DOS ANJOS (2002). A luz desses trabalhos conclui-se que as frações volumétricas usuais de fibras são de 1 a 3% para fibras de polipropileno e de 1 a 2% para fibras de aço.
- Determinação dos valores da Integral J na iniciação da fissuração (J_{Ic}) e na carga última ($J_{máx}$) tanto para a argamassa plena quanto para a reforçada, carregadas em flexão.

- Correlação entre os valores de tenacidade e o teor de fibras, para os diferentes tipos utilizados como reforço.
- Determinação da energia absorvida no processo de fratura por impacto, para as argamassas plenas assim como para as reforçadas e sua correlação com os valores da tenacidade levantados para as mesmas.
- Estudo via análises fractográficas, dos mecanismos de iniciação e propagação de trincas, focando delinear a influência das fibras no que se refere à resistência à compressão, à tração e a iniciação de trincas nos compósitos envolvidos.

1.3 ESTRUTURAÇÃO DO TRABALHO

Para atingir tais objetivos o trabalho foi dividido em sete capítulos. No capítulo I é apresentada a introdução, onde se descreve um breve histórico sobre o assunto. No capítulo II, são apresentados os fundamentos teóricos nos quais este trabalho está calcado. Desse modo, procura-se fazer uma revisão aprofundada da teoria dos materiais compósitos, dos conceitos da mecânica da fratura tanto linear elástica quanto elasto-plástica e sobre o comportamento em flexão, compressão e ao impacto dos referidos materiais. No capítulo III, procura-se descrever o procedimento experimental utilizado na fabricação das argamassas e os ensaios realizados nos mesmos. No capítulo IV são apresentados os resultados obtidos que devem contribuir para a qualificação do desempenho mecânico dos compósitos desenvolvidos, e a correta avaliação de até que ponto a incorporação das fibras resulta na melhoria desse desempenho e que serão comparados com os resultados de outros autores. Foram também analisadas as imagens obtidas em microscópio eletrônico de varredura (MEV) relacionando-as com as propriedades mecânicas obtidas. No capítulo V são analisados os resultados obtidos. No capítulo VI, são apresentadas as conclusões e as perspectivas de continuidade deste trabalho e no capítulo VII, a bibliografia.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 COMPÓSITOS

São necessários para a adequação às tecnologias modernas utilizadas em diversas aplicações, materiais com propriedades que muitas vezes não estão presentes nos metais, cerâmicos, ou polímeros individualmente. Segundo CALLISTER (2002), as combinações e faixas de propriedades desses materiais foram e ainda estão sendo ampliadas através do desenvolvimento de materiais denominados compósitos.

Pela definição de JONES (1975), compósitos são formados pela união de dois ou mais constituintes, que mantêm individualmente as suas características anteriores à união, com obtenção de uma interface bem definida, caracterizada quase sempre por uma mudança brusca de propriedades. As fases constituintes do compósito devem ser quimicamente distintas e estar separadas por uma interface distinta. Desse modo através da combinação de materiais tais como os polímeros, cerâmicos e metais é possível obter compósitos com melhores propriedades mecânicas que os materiais originais, podendo promover um aumento da rigidez, tenacidade, e da resistência em condições ambientais. As propriedades dos compósitos dependem das quantidades de cada fase presente, de sua forma e distribuição.

Os compósitos podem ser classificados em três categorias a saber:

- Compósitos fibrosos: Consistem de fibras dispersas como reforço em uma matriz que pode ser metálica, polimérica ou cerâmica. Tecnicamente, tais compósitos são considerados os mais importantes e podem ser classificados como compósitos com fibras contínuas ou descontínuas, sendo que os com fibras descontínuas ainda se subdividem em alinhados e orientados aleatoriamente.
- Compósitos particulados: Formados de partículas utilizadas como reforço em uma matriz de outro material. E por sua vez são divididas em duas categorias.
- Compósitos de partículas grandes (macroscópicas), onde a interação partícula-matriz não pode ser tratada a nível atômico ou molecular, mas somente na base da mecânica do contínuo. Para a maioria desses compósitos a fase particulada é mais rígida que a matriz e as partículas tendem a restringir o movimento da mesma na vizinhança de cada partícula. Em essência, a matriz transfere parte da tensão aplicada para as partículas, que assim sendo sustentam uma fração da carga. O grau de reforço ou melhoramento do comportamento mecânico acarretado pela presença das partículas depende da existência de forte ligação na interface partícula-matriz (CALLISTER, 2002).
- Compósitos de partículas pequenas (microscópicas), onde a sua presença desempenha o papel de dificultar o movimento de discordâncias, fazendo com que a deformação plástica na matriz seja restringida de modo que haja aumento nos limites de escoamento e de resistência mecânica.
- Compósitos laminados: São constituídos por camadas de diferentes materiais, homogêneos, empilhadas e cimentadas uma em cima da outra. Deste modo as propriedades mecânicas destes compósitos dependem não só dos materiais constituintes, mas também da sua disposição geométrica.

Um material compósito largamente empregado na construção civil é o concreto reforçado por barras de aço, vergalhões ou arames inseridos dentro da forma antes do lançamento do concreto fresco. Essa técnica faz com que a estrutura reforçada seja capaz de suportar maiores tensões de tração, compressão e cisalhamento e mesmo na eventualidade de fratura, a presença das barras de aço faz com que a integridade estrutural seja mantida não havendo falha de forma súbita.

Segundo CALLISTER (2002), o aço serve como reforço adequado ao concreto, pois seu coeficiente de expansão térmica é praticamente o mesmo do concreto além do fato que o aço é facilmente passivado pelo concreto curado, que por sua vez se encontra fortemente ligado a sua superfície. O uso de barras de aço como armadura de concreto pode ser eventualmente substituído por outros tipos de reforço como (fibras de vidro, de PVA e de polietileno), devendo-se tomar cuidado com a possibilidade da deterioração rápida de certos materiais como as fibras vegetais. Outro material comum na construção civil é o concreto asfáltico, muito utilizado como material de pavimentação.

Abaixo segue uma figura ilustrativa dos principais tipos de compósitos com seus respectivos tipos de matriz e fibras que podem ser incorporadas.

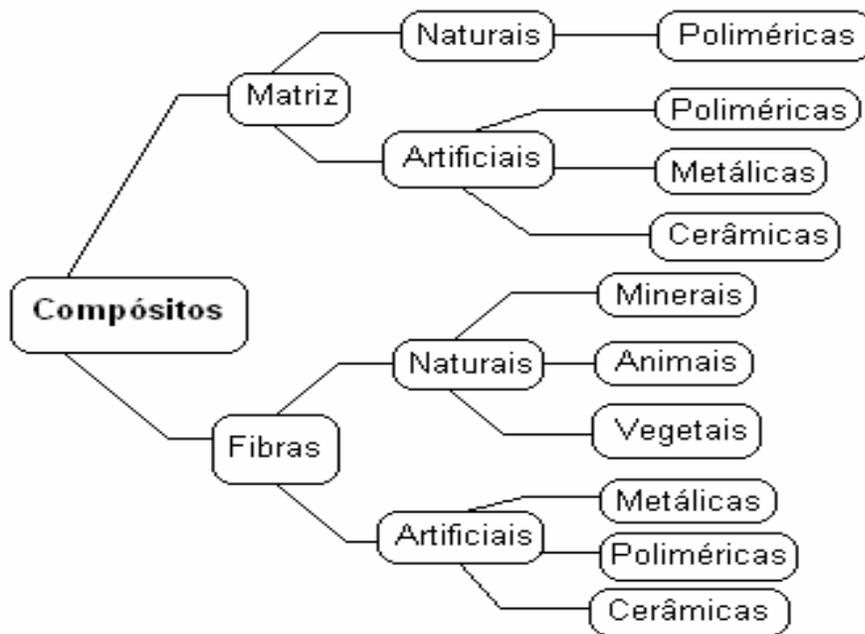


Figura 2.1 Classificação dos compósitos (PICANÇO, 2005)

2.2 USO DE FIBRAS EM COMPÓSITOS CIMENTÍCIOS

O gerenciamento das reservas energéticas mundiais ainda disponíveis tem sido uma preocupação constante nos países desenvolvidos nas últimas duas décadas. Deste modo o mundo atual está altamente preocupado em economizar ao máximo a energia que está cada vez mais cara. Na área da construção civil o concreto (incluindo o concreto armado) depende, na sua produção, tanto do aço quanto do cimento produzido a partir do clínquer, materiais estes que requerem alto consumo energético. Assim sendo, a introdução de novos materiais, tem sido baseada em grande parte na redução do consumo energético. Desse modo, um desafio promissor nos dias atuais envolve a fabricação de materiais compósitos de matriz cimentícia reforçadas por fibras naturais. Antigamente, o homem, utilizava palha ou capim com o intuito de reforçar tijolos secos ao sol conhecidos como adobe (TOLEDO FILHO, 2000). Também existem registros históricos do uso de fibras de amianto como reforço de postes de argila.

O emprego de fibras descontínuas adicionadas a concretos e argamassas desenvolveu-se a partir da década de 60 quando surgiram no mercado diferentes tipos de fibras, as metálicas, minerais e de vidro (BRESCANSIN, 2003). No Brasil, a totalidade do amianto comercializado é do tipo crisotila ou amianto branco, largamente utilizado devido às suas excelentes propriedades mecânicas, em milhares de produtos industriais, à base de cimento. Um dos materiais de construção muito utilizados na antiguidade era o amianto, fibra natural sedosa, tendo sido os romanos um dos primeiros povos que, à quase 2000 anos atrás, o extraíram de minas situadas nos Alpes italianos e nos Montes Urais da Rússia. O amianto, que pertence a categoria de fibras minerais, teve sua importância na área da construção civil. Estima-se que a produção mundial de compósitos cimentícios com reforço de fibras celulósicas, combinado ou não a fibras poliméricas, esteja em torno de 430 milhões de m² por ano, produção essa localizada, em grande parte, nos EUA e na Europa (HEINRICKS et al, 2000). No entanto apesar de suas propriedades e preço acessível, a extração e beneficiamento de amianto causam doenças graves às pessoas, como a asbestose (SALES, 2006). Também se discute muito, principalmente na Europa, maneiras de se realizar a descontaminação das regiões onde o mesmo foi empregado e a disposição final e segura dos rejeitos e acompanhamento médico dos expostos e indenização às vítimas. Sendo assim e

devido a uma crescente conscientização dos problemas de insalubridade associados à extração e beneficiamento, com a conseqüente inalação de suas fibras de pequeno diâmetro ($<2 \mu\text{m}$), governos de vários países tem proibido sua utilização. O amianto tende a se microfissurar e se dispersar na atmosfera, onde permanece indefinidamente, sendo facilmente inalado ou engolido, durante sua extração. Embora a legislação brasileira não proíba o uso de amianto, a mesma adota como limite superior a presença de até 2 fibras/cm^3 nos locais de trabalho além da exigência de uso de equipamentos especiais de segurança para os operários que os manuseiam (BRESCANSIN, 2003). Nesse sentido o uso de fibras vegetais se mostra como uma, mas não a única alternativa, de substituir o amianto como reforço de materiais a base de cimento. Outra alternativa conforme mencionado anteriormente se refere a adoção de fibras metálicas ou sintéticas.

Em geral para que as fibras possam funcionar como materiais de engenharia de alto desempenho, DRESHER (1969), diz que três características fundamentais devem ser atendidas:

- As fibras deve apresentar um diâmetro pequeno em comparação com o seu tamanho de grão ou outra unidade microestrutural. Isto irá permitir que a maior parte das fibras possa atingir a resistência teórica se comparado com a sua forma volumétrica. Esse fato ocorre, pois quanto menor o tamanho das fibras, menor a probabilidade de ocorrer imperfeições no material.
- As fibras devem apresentar alta relação de aspecto (l/d) uma vez que quanto maior l/d , maior será a porcentagem do carregamento aplicado que poderá ser transferido para as fibras através da matriz, porém, maior será a perda de fluidez do material. Isto ocorre pelo fato de se ter uma elevada área específica, que demanda uma grande quantidade de água de molhagem aumentando assim o atrito interno nos concretos e argamassas o que reduz sua mobilidade (FIGUEIREDO, 2000).
- As fibras devem apresentar alta flexibilidade, que é uma característica intrínseca do material. Pois ela permite que seja utilizada uma grande variedade de técnicas para a fabricação de compósitos.

Na tabela abaixo são listadas algumas das propriedades mecânicas para diversos tipos de fibras.

Tabela 2.1 – Propriedades mecânicas de algumas fibras (BENTUR E MINDESS, 1990)

Material	Diâmetro (μm)	Resistência à tração (MPa)	Módulo de Elasticidade (GPa)
Aço	5-500	0,5-2,0	190-210
Vidro	9-15	2-4	70-80
Amianto	0,02-0,4	3-3,5	160-200
Polipropileno	20-200	0,5-0,75	5-7,7
Sisal	10-50	0,8	---

A seguir é apresentada uma breve descrição de alguns dos diferentes tipos de fibras passíveis de serem utilizados como reforço de matrizes cimentícias.

2.2.1 Fibras de aço

As fibras de aço podem ser produzidas a partir de diferentes processos, sendo que no Brasil são três os principais tipos comercializados.

- As produzidas a partir das sobras do processo de produção de lã de aço, sendo as fibras obtidas de comprimentos que variam de 25 a 60 mm, e conformadas longitudinalmente de modo a obter um perfil ondulado.
- As produzidas a partir do corte de chapas de aço (ao carbono ou inoxidável), resultando em seção retangular, tendo suas extremidades conformadas para obtenção de ancoragem em gancho. Normalmente, apresentam preço e desempenho maiores que as fibras onduladas, porém menores que as fibras trefiladas. Segundo KITAMURA (2006), esse tipo de fibra pode apresentar larguras entre 0,15 e 0,5 mm e espessuras entre 0,25 e 0,9 mm.

- As produzidas por trefilação (encruamento) do fio-máquina, até a obtenção de fios com diâmetros entre 0,55 a 1,05 mm e comprimentos entre 30 e 66 mm, com ganchos conformados nas extremidades ou totalmente onduladas. Como resultado da trefilação progressiva do arame, obtém-se fios de elevada resistência (> 1000 MPa). Este tipo de fibra pode ser produzido com aço de alto teor de carbono o que resulta em fibras com resistências ainda maiores (> 1700 MPa), possibilitando seu emprego em concretos de elevada resistência.

Segundo FARIAS et al (2000), o uso de fibras de aço em compósitos cimentícios promove um grande aumento nas deformações de tração na ruptura, sendo 9 a 10 vezes maiores do que no concreto sem fibras, o que leva a concluir que as fibras funcionam como uma microarmadura na distribuição das fissuras. No caso do concreto reforçado por fibras de aço (CRFA), BEDDAR (2005) observou que a presença das mesmas promoveu uma alteração da permeabilidade do concreto reforçado por fibras de aço, quando comparado com o mesmo sem reforço.

Ele observou também que a permeabilidade no concreto embora fosse independente do teor de fibras adicionadas, a mesma aumentava em comparação com o concreto isento de reforço. Em estruturas de concreto o principal benefício das fibras de aço está associado a uma melhora na sua resistência à fratura.

As fibras de aço, quando adicionadas ao concreto, dificultam a propagação das fissuras devido o seu elevado módulo de elasticidade. Pela capacidade portante pós-fissuração que o compósito apresenta, as fibras permitem uma redistribuição de esforços no material, mesmo quando utilizada em baixos teores. Isto é particularmente interessante em estruturas contínuas como os pavimentos e os revestimentos de túneis (FIGUEIREDO, 1997).

KITAMURA (2006) citando CANGLIANO et al (2005), atenta ao fato que as fibras de aço também são muito utilizadas como reforço em estruturas sujeitas a flexão e força cortante tais como as vigas protendidas pré-fabricadas, elementos de alma fina para cobertura e segmentos de túneis, entre outros. Segundo esse autor, as fibras de aço, uma vez incorporadas nos concretos, permitem que os mesmos sejam utilizados em estruturas sujeitas a danos potenciais concentrados e carregamentos dinâmicos, além de poderem ser utilizados em autoestradas e tabuleiros de pontes, por apresentarem desempenho mecânico e custo que justificam a sua utilização como material de construção.

Segundo FARIAS et al (2000), apud KITAMURA (2006), em usos estruturais, as fibras de aço são as mais utilizadas e de acordo com o ACI R544/84 as principais aplicações de concretos reforçados com essas fibras são:

- Em camadas de cobrimentos de estruturas como barragens e vertedouros a fim de resistir a danos provocados pela cavitação da água;
- Em pistas de aeroportos ou de autoestradas, com a finalidade de se obter pavimentos com menor espessura e maior resistência à abrasão;
- Em concretos refratários obtidos pela adição de fibras ao concreto utilizando-se cimento com alto teor de alumina;
- No reforço de taludes;
- Na estabilização de paredes de túneis ou de minas;
- Na confecção de cascas finas de concreto;
- Como reforço à armadura de barras de aço nas estruturas resistentes a explosões;
- Em estruturas resistentes à ação sísmica.

Segundo HANNANT (1978), o maior benefício do uso de fibras metálicas tem sido associado ao efeito que a presença das mesmas tem na resistência do concreto a falha. Segundo esse autor, uma série de situações de falhas de concretos reforçados por fibras de aço foram investigadas e as principais vantagens de seu uso são apresentadas a seguir:

- Aumento na carga necessária para a formação de trincas visíveis no concreto durante o ensaio de flexão;

- Previne a formação de trincas em lajes submetidas à retração e limita o processo de trincamento em pavimentos de autoestrada;
- Aumento na tensão necessária para um dado tamanho de trinca quando as fibras são utilizadas com aço doce ou quando são utilizados aços de alta resistência em tração direta ou flexão;
- Aumento da resistência à propagação de trincas em carregamentos cíclicos (fadiga);
- Aumento da resistência ao impacto.

MINDESS (1995), chega a apontar a utilização de fibras de aço no concreto como de grande interesse tecnológico, mesmo em estruturas convencionais de concreto armado onde, em conjunto com o concreto de elevado desempenho, aumenta a competitividade do material, quando comparado com outras tecnologias, como a das estruturas de aço, por exemplo.

2.2.2 Fibras de Polipropileno

O avanço científico e tecnológico caminhou em busca de materiais alternativos para a construção civil tais como os plásticos reforçados com fibras conhecidos como FRP's que inicialmente foram utilizados na indústria aeroespacial e automobilística (FREITAS, 2009). Os FRP's ganharam espaço na construção civil como materiais alternativos em reforços de estruturas e, mais tarde, como armadura substitutiva do aço (RIPPER, 2000).

Fibras de polipropileno são utilizadas como reforço de materiais a base de cimento e, segundo SILVA (2006), seu uso foi inicialmente em concretos resistentes à explosão. Essas fibras apresentam como vantagens seu baixo custo e facilidade de produção.

Conforme BENTUR e MINDESS (1996), quando comparadas às fibras vegetais e metálicas, as poliméricas apresentam vantagens como reforço de concretos e argamassas, pois não são degradadas por bactérias, não sofrem processo corrosivo e tão pouco são atacadas pelo meio alcalino do cimento. Apesar

de as fibras de polipropileno serem de baixo módulo de elasticidade, não contribuindo diretamente para uma melhora na resistência à tração direta dos compósitos por ela reforçados, as mesmas promovem uma melhora significativa na tenacidade. Em função desta característica, essas fibras, quando incorporadas em matrizes cimentícias, só promovem aumento significativo de desempenho de concretos e argamassas nas primeiras idades. Segundo FIGUEIREDO (2000), isto ocorre porque, nessa situação, o módulo de elasticidade do concreto também é baixo e as deformações estão associadas a um baixo nível de tensão compatível com aquele absorvido pelas fibras de polipropileno.

Como as fibras de polipropileno são hidrofóbicas e apolares elas podem ser misturadas juntamente com os demais constituintes de concreto garantindo assim uma dispersão uniforme das mesmas (BROWN et al, 2002). Segundo os referidos autores, o uso dessa fibra, reduz a trabalhabilidade de concretos e argamassas, além de promover impacto negativo reduzindo sua consistência determinada pelo abatimento do tronco de cone.

Já foram testadas fibras de polipropileno de alto módulo de elasticidade, como a recentemente desenvolvida pela 3M do Canadá, mas, devido ao elevado custo deste material, ainda não se tornou competitiva, se comparadas com as de aço (FIGUEIREDO, 2000 apud MORGAN e RICH, 1996). No sentido de melhorar o desempenho das fibras de polipropileno vêm sendo desenvolvidos novos tipos de fibras como as fibriladas que são na verdade pequenas telas que se abrem durante a mistura com o concreto, em substituição as monofibriladas de grande fator de forma (FIGUEIREDO, 2000).

BENTES e VASCONSELLOS (1993) em seus estudos observa que as fibras de polipropileno apresentam elevada resistência à tração (250 a 400 MPa), alongamento de 20% na ruptura, e massa específica de 900 kg/m^3 . Segundo o autor, essas fibras apresentam interessante emprego em peças de argamassa armada sendo aplicadas também em alguns casos, em substituição às armaduras especiais (geralmente tela soldada) colocadas pra combater o efeito da retração.

O baixo módulo de elasticidade e a alta deformação na ruptura propiciados pelas fibras de polipropileno as tornam um material interessante na aplicação, por exemplo, em argamassas de ligação de elementos pré-moldados, onde um acréscimo de desempenho promovido pelo aumento de deformabilidade é desejável (ARAÚJO, 2005). Matrizes mais ricas (alta relação cimento/areia) respondem mais

eficientemente à adição de fibras e o concreto leve apresenta maior potencial de redução de fissuras do que o convencional, quando são empregados teores e tipos idênticos de fibras (BALAGURU, 1994).

BALAGURU (1994) desenvolveu um extenso programa de ensaios com diversos tipos de fibras sintéticas e também de aço, e suas principais conclusões podem ser resumidas em:

- A adição de fibras sintéticas, mesmo em teores tão baixos como 0,45 kg/m³ promove alguma redução na quantidade de fissuras;
- Reduções mais acentuadas são conseguidas com dosagens entre 0,45 kg/m³ e 0,90 kg/m³;
- Para fibras longas, aquelas que apresentam menor módulo de elasticidade são as que propiciam melhor desempenho;
- Para dosagens de 0,90 kg/m³, praticamente não se observa, nos experimentos, fissuras de retração plástica;
- A quantidade de fibras (número de fibras por quilograma) é um parâmetro importante de dosagem;
- Fibras longas apresentam melhor desempenho em argamassas mais pobres (baixo teor de cimento) e concretos, enquanto que as microfibras apresentam melhores resultados nas misturas mais ricas (alto teor de cimento);
- Com as fibras sintéticas, não ocorre apenas a redução da quantidade de fissuras, mas também a abertura delas é menor.

Segundo SILVA (2006) os fabricantes de fibras de polipropileno atuantes no mercado da construção civil verificaram um aumento de 40% no volume de fibras vendidas, entre os anos de 2000 a 2001, enquanto que de 2001 para 2002 foi constatado um crescimento nesse volume de 150%.

Segundo a referida autora, quando comparadas a outras fibras poliméricas como nylon, polietileno e poliéster, observa-se que:

- As fibras de polipropileno apresentam facilidade de dispersão dentro da matriz de cimento, o que não se observa com as fibras de náilon, por exemplo (BENTUR e MINDESS, 1990);
- As fibras não se degradam facilmente quando imersa na matriz de cimento Portland, o que não acontece com as fibras de poliéster (WANG et al (1987) apud BENTUR et al (1990));
- Desenvolvem maior resistência de aderência à matriz cimentícia (0,34 a 0,48 MPa), quando comparadas às fibras de poliéster (0,1 MPa) e às de náilon (0,2 MPa). Porém, sua resistência de aderência é menor quando comparadas com as fibras de polietileno (WANG et al, (1987) apud BENTUR et al, 1990).

2.3 CIMENTO PORTLAND

Cimento Portland é um ligante hidráulico, isto é, um material inorgânico finamente moído que, quando misturado com água, forma uma pasta que endurece por reações e processos de hidratação e que, depois de endurecida, conserva a sua capacidade resistente e estabilidade. O cimento Portland é composto por partículas de minerais pulverizados: argila e calcário moídos e misturados, aquecidos até próximo da fusão (cerca de 1450°C) em grandes fornos rotativos. O material parcialmente fundido que sai destes fornos é chamado de clínquer Portland que apresenta a seguinte composição (DE SOUZA, 2009):

- Silicato Tricálcico ($3\text{CaO} \cdot \text{SiO}_2$, ou simplesmente C_3S);
- Silicato Dicálcico ($2\text{CaO} \cdot \text{SiO}_2$, ou simplesmente C_2S);
- Aluminato Tricálcico ($3\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3$, ou simplesmente C_3A);
- Ferroaluminato tetracálcico ($4\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 \cdot \text{Fe}_2\text{O}_3$, ou simplesmente C_4AF).

Segundo METHA e MONTEIRO (1994) apud DOS ANJOS (2002), a estrutura dos compósitos à base de cimento Portland é heterogênea e composta de várias fases. Esses autores observaram que, a nível microscópico, a estrutura é composta por um meio ligante, a pasta de cimento hidratada, agregados, vazios e interfaces, tendo observado que cada uma dessas fases não é homogênea uma em relação às outras, nem tampouco são em si mesmas homogêneas. Segundo MEHTA e MONTEIRO (1994) em algumas áreas a massa de pasta aparece mais densa e em outras é altamente porosa.

Segundo BRESCANSIN (2003), a variação de concentração dos produtos de hidratação do cimento e da distribuição dos vazios na matriz, podem vir a trazer problemas quanto à aderência e a durabilidade das fibras que por ventura sejam incorporadas nessas matrizes.

MINDESS (1996) apud DOS ANJOS (2002) considera que as principais interfaces para os concretos ou argamassas são:

- As interfaces entre as várias fases que constituem a pasta de cimento hidratada (pch);
- Entre a pch e os grãos de cimento não hidratados;
- Entre a pch e as adições pozolânicas que não reagiram, caso porventura existam;
- Entre a pch e as partículas de agregados, que dependem principalmente da granulometria dos mesmos;
- Entre a pch e as fibras que porventura estejam reforçando os compósitos.

Quimicamente falando, o cimento Portland é um aglomerante hidráulico obtido a partir da moagem do clínquer (constituído essencialmente de silicatos e aluminatos de cálcio, com uma ou mais formas de sulfatos de cálcio hidratados, como produtos de adição (BRESCANSIN, 2003).

Microscopicamente, a estrutura da pasta endurecida de cimento Portland é dividida em (DOS ANJOS, 2002):

a) Sólidos na pasta de cimento

- Silicato de cálcio hidratado (C-S-H) que corresponde de 50 a 60% do volume de sólidos da pasta de cimento;
- Hidróxido de cálcio que constitui de 20 a 25% do volume de sólidos da pasta de cimento hidratada;
- Sulfoaluminatos de cálcio hidratados que ocupam de 15 a 20% do volume;
- Grãos de clínquer não hidratados que dependem da distribuição, do tamanho das partículas de cimento anidro e do grau de hidratação da pasta de cimento.

b) Vazios da pasta, que podem ser

- Espaço interlamelar no C-S-H. Segundo DOS ANJOS (2002) apud NEVILLE (1997) a largura do espaço interlamelar na estrutura do C-S-H é de 18 angstroms, sendo responsável por 28% da porosidade capilar. De acordo com MEHTA E MONTEIRO (1994) a água presente nesses pequenos espaços vazios é mantida por pontes de hidrogênio e sua remoção pode contribuir para a retração por secagem e fluência da pasta;
- Vazios capilares, que representam o espaço não preenchido pelo cimento ou pelos componentes sólidos da pasta;
- Ar aprisionado: São os vazios aprisionados na pasta fresca de cimento durante o processo de mistura.

c) Água na pasta

A água é o principal reagente do processo de hidratação, uma vez que os hidratos são formados quando ela entra em contato com o clínquer e também é responsável por permitir a trabalhabilidade da mistura antes do início do endurecimento (FARIA, 2004). Segundo MEHTA (1998) a água pode se classificar em:

- Água capilar: Água presente nos vazios maiores que 50 angstroms;
- Água adsorvida: É a que se encontra em contato com as superfícies de sólidos, estando nelas fisicamente adsorvida;
- Água interlamelar, ou água de gel: localiza-se entre as camadas internas do material hidratado, fortemente ligada por pontes de hidrogênio ao silicato de cálcio hidratado;
- Água de cristalização ou quimicamente combinada: É a parte integrante da estrutura de vários produtos hidratados de cimento. É quimicamente combinada com os hidratos e à água fisicamente ligada por adsorção. Esta água não é perdida por secagem, apenas a partir da decomposição dos hidratos por aquecimento.

2.4 CIMENTO ALUMINOSO

A primeira produção comercial de um cimento de aluminato de cálcio foi proposta através de duas patentes: uma alemã e outra inglesa (MARONNA e PRISZKULNIK (2001)). Segundo esse autor os primeiros registros de patentes sobre o processo de fabricação de cimentos aluminosos ocorreu em 1882, onde Roth patenteou a fabricação de um cimento pela calcinação da bauxita com materiais silicosos e cal, enquanto que em 1888, na Inglaterra um curioso consórcio constituído por um médico, dois comerciantes, um químico e um metalurgista, patenteou a fabricação de um cimento de baixo custo e seguro, da classe conhecida como “Cimento Portland”. O cimento aluminoso tem uma pequena produção anual, quando comparado com o cimento Portland, além de ser consideravelmente mais caro, cerca de dez vezes atualmente, portanto, não compete diretamente com o cimento Portland em aplicações cotidianas (SCRIVENER e CAPMAS, 2004).

NEVILLE (1998) observou que o cimento aluminoso possui diversas propriedades singulares quando comparado com o cimento Portland, como altas resistências nas primeiras idades, endurecimento mesmo sob condições de baixas temperaturas e durabilidade superior ao ataque de sulfatos. Para a fabricação de cimentos aluminosos se faz necessário o uso de alumina e de cal, sendo geralmente utilizado o calcário. A formação do aluminato de cálcio não requer fusão completa do calcário, podendo ser obtida através de processos como a sinterização da bauxita e do calcário, por fusão simples ou redutora.

Em termos de propriedades mecânicas de concretos e argamassas de cimentos aluminosos, a sua resistência à compressão, embora seja um importante parâmetro, o mesmo não deve ser considerado suficiente para permitir o uso de materiais à base de cimentos aluminosos nas aplicações atuais na construção civil sendo necessário a determinação de parâmetros adicionais como suas propriedades elásticas, resistência à flexão, ductilidade e durabilidade. Tais materiais apresentam propriedades mecânicas superiores às de concretos e argamassas de cimento portland, desde que sejam utilizado com cuidado, principalmente em usos estruturais, uma vez que o cimento aluminoso pode vir a sofrer um processo de conversão que tende a reduzir muito a sua resistência mecânica. Conforme MEHTA e MONTEIRO (1994), apud READER (2005) concretos e argamassas de cimento Portland quando expostos a altas temperaturas formam óxidos de cálcio livre através da decomposição do hidróxido de cálcio, causando a deterioração de concretos e argamassas aquecidas ao serem expostas a umidade ou a água, o que não ocorre com o cimento aluminoso pois este não produz tal composto.

NEVILLE (1997), apud READER (2005) comenta que até cerca de 500°C , os concretos de cimento aluminoso perdem resistência em proporção maior do que aqueles contendo cimento portland sendo que a partir de 800°C , os dois são comparáveis, mas acima de 1000°C , o cimento aluminoso tem um desempenho consideravelmente superior.

COLLEPARDI et al (2001), afirma que os cimentos aluminosos reforçados por fibras apresentam uma relação água/cimento muito baixa e seu uso juntamente com a incorporação de superplastificantes e pozolanas permite que sejam produzidas argamassas de alto desempenho (alta resistência e alta energia de fratura). Estas misturas são conhecidas como RPC (Reactive Powder Concretes), podendo ser utilizados em aplicações como as citadas abaixo:

- Engenharia Química (utilizados em compartimentos impermeáveis de gases ou líquidos em instalações químicas);
- Engenharia Ambiental (Através da construção de sistemas impermeáveis para eliminação do contato com produtos radioativos).

As características químicas e físicas deste cimento são descritas abaixo (MARONNA e PRISKULNIK, 2001).

- Cor: Apresenta cor clara, devido a baixa presença de ferro no cimento;
- Massa específica: varia de 2,98 a 3,25 kg/dm³;
- Massa unitária: varia de 960 a 1360 kg/m³, sendo maiores para cimentos com teores mais elevados de ferro;
- Finura: determinada pelo método de permeabilidade ao ar, varia de 2800 a 3480 cm²/g;
- Expansibilidade: Determinada pelo método das agulhas de Le Chatelier, situa-se entre 0 e 1, enquanto que pelo método de autoclave os valores não superam 0,05%;
- Comportamento quanto ao seu armazenamento: o cimento aluminoso, se apresenta superior ao do cimento Portland. O saco de cimento aluminoso, estocado durante no máximo 12 meses, não apresenta queda em sua resistência;
- Resistência à compressão: o cimento aluminoso atinge resistência da ordem de 80% de sua resistência final em 24h, sendo possível após 6 a 8 horas remover as formas de uma peça concretada de modo a permitir a preparação para o lançamento seguinte;

- Calor de Hidratação: pode alcançar até 38 J/g por hora;
- Composição química do cimento aluminoso: consiste da presença de aluminatos de cálcio (CaOAl_2O_3 , $12\text{CaO}\cdot 7\text{Al}_2\text{O}_3$ e $\text{CaO}\cdot 2\text{Al}_2\text{O}_3$) além de quantidades variáveis de compostos de derivados de outros óxidos presentes nas matérias primas. Segundo METHA e MONTEIRO (1994), quimicamente falando o cimento aluminoso apresenta teores de 40% de alumina, podendo conter teores ainda maiores (50% a 80%);
- Resistência aos sulfatos: essa é uma característica que garante a sua boa durabilidade, principalmente quando em contato com sulfatos nos solos, na água do mar ou em líquidos industriais;
- Resistência aos ácidos: confere às argamassas e concretos resistência aos ácidos superior à do cimento Portland, atribuindo este comportamento em parte devido a ausência de hidróxido de cálcio no produto hidratado e pela presença de gel de alumina (hidróxido de alumínio), o qual envolve os hidratos e exerce ação protetora;
- Resistência aos álcalis: não tem resistência quando em contato com soluções de hidróxido de cálcio ou de potássio devido a ação solvente dos álcalis;
- Resistência a agentes químicos diversos: o fato do cimento aluminoso no seu processo de hidratação não liberar hidróxido de cálcio faz com que ele apresente alta resistência a ação de compostos orgânicos hidroxilados (fenóis, cresóis, glicerina e açúcares), por exemplo, o que faz com que seja muito utilizado em indústrias de sabão e plástico. Apresenta também elevada resistência ao gás sulfídrico, ao sulfato de sódio e sua elevada resistência ao bissulfato de cálcio permite seu emprego no assentamento de ladrilhos em digestores de pastas de papel, em pisos, drenos e bases de máquinas desta indústria;

- Ação sobre determinados metais : por apresentar baixo teor de álcalis, o cimento aluminoso não promove a corrosão do alumínio e suas ligas, do zinco e do chumbo;
- Refratariedade: permite que o cimento aluminoso seja empregado em aplicações sujeitas a altas temperaturas. Concretos e argamassas de cimentos aluminosos, dependendo dos agregados presentes, podem suportar temperaturas acima de 1100°C;
- Resistência à abrasão: Em função de sua alta resistência à abrasão, concretos de cimentos aluminosos podem ser utilizados para reparos rápidos de pisos e pavimentos sujeitos a fortes solicitações mecânicas, com interrupção mínima das atividades do local;
- Tempos de início e fim de pega: O cimento aluminoso apresenta início de pega lento, enquanto o fim da pega ocorre com um intervalo de tempo muito menor do que no caso do cimento Portland. Dos compostos químicos presentes no cimento aluminoso , o $12\text{CaO}\cdot 7\text{Al}_2\text{O}_3$ dá pega em poucos minutos ao passo que o $\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3$ é considerado de pega lenta, de modo que quanto maior a relação $\text{CaO}/\text{Al}_2\text{O}_3$ no cimento, mais rápida será a pega. Segundo Neville (1997), devido a sua característica de pega rápida, o $12\text{CaO}\cdot 7\text{Al}_2\text{O}_3$ é o responsável pela perda de trabalhabilidade dos concretos de cimento aluminoso, que ocorre entre 15 e 20 minutos depois da mistura.

As principais aplicações do cimento aluminoso tanto no Brasil como no exterior se encontram nas tabelas abaixo.

Tabela 2.2 - Exemplos de usos do cimento aluminoso (MARONNA e PRISZKULNIK, 2001)

Empresa/Data	Local de Aplicação	Descrição do emprego	Propriedades Requeridas
Açominas Janeiro/95	Rampa de coque da coqueria	Placas (1,20 x 1,20 m ²) Expectativa de vida de 6 a 8 anos. Conclusão em 24 horas.	Refratariedade Endurecimento rápido Resistência à corrosão Resistência à abrasão
CSN Setembro/92	Depósito de bobinas	Reparo de piso de acesso das empilhadeiras de 30t. Obra liberada em 6h.	Endurecimento rápido, resistência à abrasão, à choques e endurecimento Rápido

2.4.1 Conversão e desempenho de compósitos de matriz aluminosa

O processo de degradação identificado e mais conhecido que sofrem os cimentos aluminosos é chamado de conversão dos hidratos de aluminato de cálcio de estrutura hexagonal para a estrutura cúbica. Segundo NEVILLE (1997), a alta resistência de concretos e argamassas de cimentos aluminosos é obtida a partir da hidratação do aluminato de cálcio (CA), que resulta na formação de aluminato monocálcico decahidratado (CAH₁₀) com uma pequena quantidade de aluminato bicálcico octohidratado (C₂AH₈) e gel de alumina. Como o aluminato monocálcico decahidratado é quimicamente instável (apresenta sistema cristalino pseudo-hexagonal) os cristais irão naturalmente, ao longo do tempo, se transformar em sua estrutura cúbica estável (C₃AH₆) que é o produto final do processo de hidratação. Esse fato resulta no aumento da porosidade da microestrutura de concretos e

argamassas uma vez que o processo de conversão promove liberação de água reduzindo assim a resistência mecânica dos mesmos. Segundo PRISZKULNIK et al (2007), o interesse prático da conversão reside no fato que ela leva a uma perda de resistência do concreto de cimento aluminoso. Segundos esses autores, o fenômeno ocorre devido a densificação dos compostos hidratados dos aluminatos, sendo que a temperatura é que determina o tipo de hidrato formado.

Em baixas temperaturas de cura (entre 5 e 10°C), o hidrato CAH_{10} se forma, sendo, entre todos, o menos denso (1,72 g/cm³), o segundo mais solúvel e o menos estável. O hidrato C_2AH_8 forma-se em temperaturas entre 22 e 35°C, possuindo valor intermediário de densidade (1,95g/cm³). Já o C_3AH_6 é o hidrato formado em temperaturas acima de 35°C, ou na presença de teores reduzidos de água, sendo o hidrato mais denso (2,52 g/cm³), o menos solúvel e mais estável (GEORGE, 1994 e PARR, 2003 *apud* GARCIA *et al.*, 2007). O hidrato AH_3 forma-se em toda faixa de temperatura e de teor de água, embora o aumento da temperatura e o passar do tempo possam modificar sua estrutura, de amorfa para cristalina (a gibsita). Nessa mudança de estrutura, o AH_3 sofre uma diminuição de solubilidade e um aumento de densidade.

Assim, como as dimensões do corpo são constantes, a conversão com liberação de água resulta num aumento da porosidade da pasta, o que pode ser comprovado pelo aumento da permeabilidade do concreto de cimento aluminoso convertido, comparativamente à do não convertido. A velocidade deste processo depende da temperatura e da relação água/cimento. (NEVILLE, 1997).

Segundo GIAMUSSO (1995), após o processo de conversão, dependendo da temperatura e da relação água/cimento, a perda de resistência pode até chegar a 70 ou 80%.

Em princípio, deve-se utilizar o cimento aluminoso em locais sujeitos a ataques de sulfatos e ácidos, como refratários em altas temperaturas (mais de 500°C), em locais com baixas temperaturas (menos de 0°C), em áreas sujeitas a solicitações dinâmicas (abrasão e choque) e em locais que seja necessária desforma rápida uma vez que em torno de 12h atinge resistências equivalentes às dos concretos tradicionais em 28 dias (TARLEY, 2004). Segundo TARLEY (2004) *apud* GIAMUSSO (1995), o cimento aluminoso deve ser usado observando-se uma relação água/cimento menor ou igual a 0,4 e teor de cimento maior ou igual a 400 kg por metro cúbico de concreto.

Na Figura 2.3 são apresentadas as reações químicas que regem o processo da conversão (SCRIVENER et al, (1999):

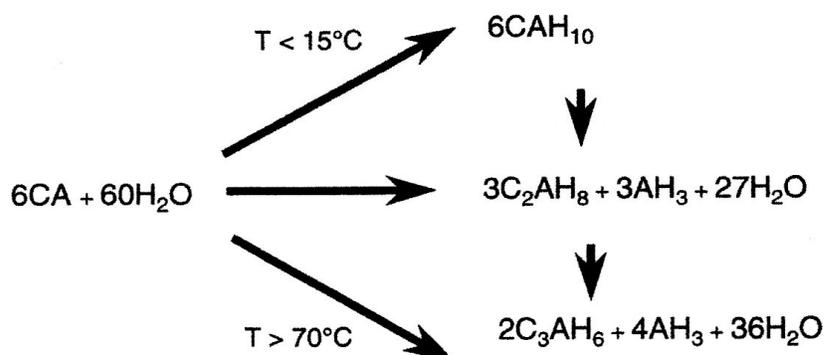


Figura 2.2 – Reações químicas envolvidas no processo de conversão.

Um dos problemas associados ao aumento da porosidade devido ao fenômeno da conversão é que os concretos e argamassas se tornam vulneráveis a uma maior penetração de água, deixando-os suscetíveis à sofrer carbonatação atmosférica e corrosão do reforço de aço, no caso do concreto armado.

SINGH e MAJUMDAR (1992) observaram que o uso de escória de alto forno juntamente com o cimento aluminoso, promovia redução da intensidade do processo de conversão pois, em vez de formar C_3AH_6 o produto de hidratação gerado é o C_2ASH_8 (stratlingita). No entanto, esse composto promove redução da resistência inicial da pasta.

PRISZKULNIK et al (2007) observaram que uma porosidade de 5% pode reduzir a resistência de concretos e argamassas em mais de 30% enquanto que uma porosidade da ordem de 8% pode causar redução de 50% na resistência, e, além disso, o aumento da porosidade do concreto o torna vulnerável, à carbonatação atmosférica e à corrosão dos fios e barras no concreto armado ou dos fios e cordoalhas no concreto protendido.

O perfeito entendimento do processo de conversão visa a evitar uma série de acidentes graves, como o relatado por ANDRADE et al (2001) na Espanha, onde estruturas de concreto de cimento aluminoso de uma edificação entraram em colapso causando uma enorme preocupação social e obrigando o governo local a criar programas de inspeção e reparo visando minimizar o risco de futuras falhas.

Nos anos de 1973 e 1974, desencadeou-se na Inglaterra importante controvérsia, em virtude de rupturas em estruturas executadas em concreto de cimento aluminoso em escolas em Camden e Stepney, em Londres e na Universidade de Leicester (GEORGE, 1990 apud PRISZKULNIK et al 2007).

As investigações das anomalias, efetuadas pelo Building Research Establishment da Inglaterra, associaram as anomalias à conversão gradual dos aluminatos hidratados (aluminato monocálcico decahidratado, aluminato bicálcico octohidratado e gel de alumina) em aluminato tricálcico hexahidratado e gibsita, acompanhada de queda na resistência mecânica e aumento da porosidade do concreto (BATE, 1974; BUILDING ESTABLISHMENT, 1975 apud PRISZKULNIK et al 2007).

Segundo ALEXANDER e FOURIE (2001) e GOYNS (2001) apud READER (2005), em alguns países como a África do Sul, onde alguns efluentes são extremamente agressivos devido a fatores hidráulicos ou descargas industriais com baixo pH, canais de concreto contendo cimentos aluminosos estão sendo produzidos e sua utilização se deve ao fato que estes apresentam uma alta capacidade de neutralização ao ataque de ácido sulfúrico biológico, apresentando maior resistência que canais produzidos com cimento Portland.

2.5 INFLUÊNCIA DAS FIBRAS NO COMPORTAMENTO DOS COMPÓSITOS

HANNANT (1978) observou que o uso de fibras (metálicas, poliméricas ou vegetais) uniformemente distribuídas promovia uma sensível melhora das características mecânicas de concretos e argamassas, tais como suas resistências à flexão e ao impacto, o que permitia que o material se deformasse bastante em comparação com a situação sem fibras. Mais notadamente ainda, houve melhora significativa em sua tenacidade, permitindo que os mesmos fossem capazes de sofrer maiores deformações na presença das fibras, uma vez que estas promoveram melhor controle da formação de fissuras com a conseqüente mudança no comportamento à fratura. Essa mudança permite que os concretos e argamassas venham a romper de modo dútil, pois as fibras interligam as fissuras, que se propagam de modo estável (RODRIGUES, 1999).

Certas características referentes às fibras, como seu comprimento, orientação e aderência à matriz, tendem a ser muito importantes quando se procura quantificar a sua eficiência em melhorar as propriedades mecânicas de um compósito.

Geralmente, quanto maior a aderência, maior será a resistência mecânica do compósito porém, menor a sua tenacidade à fratura (SALES, 2006). Ao contrário de concretos e argamassas convencionais, os reforçados por fibras não rompem após o início da primeira fissura devido ao efeito de obstrução das fissuras pelas fibras, bem como à formação por parte destas de pontes entre as faces das fissuras, o que tem o efeito de aumentar o trabalho de fratura (DOS ANJOS, 2002). MEHTA e MONTEIRO (1994) apontam para o fato que compósitos reforçados por fibras quando submetidos a carregamentos trativos irão suportar cargas cada vez maiores, desde que a resistência das fibras ao arrancamento seja maior que a carga na primeira fissuração. Assim sendo, numa seção fissurada, a matriz não é capaz de suportar esforços trativos e as fibras passam a suportar o carregamento ao qual o compósito está submetido.

Com o aumento da carga aplicada, as fibras tendem a transferir tensão adicional para a matriz, podendo haver fissuração adicional. Esse processo de fissuração continua até que haja rompimento ou arrancamento das fibras devido a perda de aderência local acumulada. HANNANT (1978) observa que entre as principais considerações que podem ser feitas em relação à adição de fibras numa matriz de cimento é que a deformação destas fibras tende a ser maior do que a deformação da matriz, o que permite concluir que a matriz se romperá antes da resistência das fibras ser totalmente atingida. Por esta razão, as fibras regem o comportamento do compósito após a fissuração. Os compósitos cimentícios reforçados com fibras de baixo módulo, apresentam desempenho estrutural limitado, o que não permite que a resistência à tração direta dos mesmos seja significativamente melhorada. Quando o intuito é de melhorar a resistência à tração de concretos e argamassas reforçadas por fibras, utilizamos as de alto módulo de elasticidade. Segundo SILVA (2004), nesse caso, as fibras são as que mais vão atuar na resistência aos esforços sendo que a matriz irá manter as fibras juntas como agente de transferência de esforços entre as fibras e protegendo as mesmas das condições ambientais. Entretanto, deve-se tomar cuidado de não incorporar altas frações volumétricas de fibras pois, nesse caso o comportamento pós-fissuração do compósito tende a ser prejudicado em decorrência de problemas durante a sua moldagem, com a respectiva redução de sua tenacidade.

Assim, se faz necessário entender o conceito de volume crítico de fibras num compósito que representa o máximo teor que pode ser incorporado de forma a

permitir a manutenção de sua capacidade portante após a ruptura da matriz. A incorporação de teores de fibras abaixo do volume crítico faz com que o nível de carga suportado pelo compósito caia após a fissuração da matriz e incorporando-se um volume de fibras equivalente ao seu volume crítico o compósito passa a ter um comportamento elasto-plástico perfeito. O volume crítico é influenciado pela resistência da matriz, pois dependendo do nível de tensões suportado pela mesma após a sua ruptura haverá um maior ou menor nível de carregamento das fibras em função da transferência de tensões das fibras para a matriz. Esse nível de carregamento aumenta com o aumento da resistência das fibras implicando na necessidade de incorporação de um maior teor das mesmas para a manutenção da capacidade portante do compósito. Inúmeros estudos tem sido encontrados na literatura, sobre a incorporação de fibras em compósitos e sua influencia nas propriedades mecânicas dos mesmos, como o de PARAMESWARAN et al., (1994) que observaram que o uso de superplastificantes e vibração energética durante o processo de fabricação dos compósitos (concretos) permitem que sejam incorporados altos teores de fibras (12%) podendo chegar em alguns casos a 20%. Este novo material de construção fabricado dessa forma é denominado pelos autores como SIFCON. Recomenda-se o uso de aditivos minerais em concretos e argamassas reforçados por fibras, como a sílica ativa. KITAMURA (2006), afirma que o uso de sílica ativa melhora o comportamento da interface fibra-matriz, com melhorias das propriedades mecânicas dos compósitos assim fabricados.

SAVASTANO (1992), verificou a influência de diversos tipos de fibras nas propriedades dos compósitos de matrizes cimentícias. As fibras empregadas por ele foram as de coco, sisal e malva em frações volumétricas de 4% e de polipropileno e amianto em teores de 1%. Ele observou que os compósitos que apresentaram maior capacidade de absorção de energia (tenacidade), foram os reforçados com fibras de polipropileno, tendo sido obtido para esses compósitos uma energia específica de $0,86 \text{ kJ/m}^2$. Apresentaram também uma resistência à flexão de 6,3 MPa, superior a todos os compósitos reforçados com fibras vegetais sendo apenas inferior aos reforçados com fibras de amianto.

PANDOLFELLI e PERET (2005) observaram que a adição de fibras poliméricas em concretos refratários (de cimento aluminoso) aumenta sua resistência à explosão, tendo também observado que o uso de fibras metálicas

como reforço promoveu um aumento considerável na energia necessária para a fratura destes concretos.

TAVOKOLI (1994) observou em seus estudos que o uso de fibras de polipropileno nos teores de 0,5, 1, 1,5, 2 e 2,5% como reforço de concretos permitiu aumento na deformação verificada na carga máxima, além de promover aumento da parcela não linear da curva tensão-deformação em relação aos compósitos não reforçados, o que melhorou a tenacidade dos mesmos.

KHALOO e KIM (1997) observaram que a adição de fibras de alta resistência como as fibras de aço geralmente aumenta a resistência última a tração, a tenacidade a ductilidade e proporciona bom controle no mecanismo de fissuração.

TOLEDO FILHO et al., (2007), realizaram ensaios físicos e mecânicos em amostras de quatro diferentes misturas de concreto refratário denso. Uma das misturas não continha fibra, enquanto as outras três receberam a adição de 2, 4 e 6% de fibras de aço (teores em relação à massa do concreto). A fibra empregada tinha comprimento 25,4 mm e diâmetro 0,51 mm. Adicionalmente, as misturas também continham wollastonita. Foram ensaiadas amostras secas a 110°C e amostras queimadas a 815°C. Os resultados obtidos mostraram que as fibras aumentaram a resistência à flexão, e principalmente a tenacidade do concreto refratário (não-queimado e queimado), tanto mais quanto maior o seu teor. Entretanto, a adição de fibras não alterou o módulo de elasticidade do concreto refratário. Foi verificado também que a queima a 815°C reduziu a densidade aparente (aumentando a porosidade), a resistência à flexão, a tenacidade e o módulo de elasticidade de todos os concretos produzidos. Estudo da influência que fibras de aço (de comprimentos 25, 30 e 50 mm, e em teores de 2, 4, 5, 6 e 8%, em massa) exercem sobre concretos refratários evidenciaram que elas podem aumentar consideravelmente a resistência à flexão destes concretos, transformando-os de frágeis em dúcteis (MILOUD, 2004).

SOUZA e CASTRO (1998), ao incorporar fibras de aço em teores que variavam de 0,9% a 2% em volume, obtiveram uma elevação na resistência à flexão de concretos da ordem de 20% a 30% e aumento no alongamento final de 9 a 10 vezes em comparação ao concreto pleno.

SHIM et al (2007) apud FREITAS (2009), investigou a ductilidade na flexão de concretos reforçados com fibras (FRC) incorporando fibras de PVA com diâmetro de 1,27 mm, 39 mm de comprimento, módulo de elasticidade de 42,8 GPa e

deformação na ruptura de 6%. Para a espessura de FRC com fibras de PVA de 30 μm foi obtido um aumento de 119% na deflexão em relação as vigas de concreto pleno.

OCHI e FUKUI (2007), ao incorporar fibras de PET (polietileno-tereftalato) em concreto celular espumoso (ECC), detectaram resultou num aumento na resistência a flexão de 5 MPa, obtendo uma tenacidade de até cinco vezes a tenacidade do concreto pleno.

DOS ANJOS (2002), ao incorporar microfibras de bambu refinada e não refinada em compósitos com dimensões de 100 x 36,5 x 8 mm para diferentes teores de fibras, observou que o teor que maximizava a resistência à flexão era de 8%, quando utilizando polpa com refino e de 6% ao utilizar polpa sem refino. Também observou que as propriedades mecânicas dos compósitos como resistência à flexão e sua energia específica tem acentuado crescimento com o aumento do teor de reforço até atingir o teor ótimo. Para teores mais elevados, essas propriedades apresentavam queda pois, os compósitos produzidos tinham elevadas concentrações volumétricas de fibras o que acarretava dificuldade durante o processo de mistura e dispersão dessas fibras gerando regiões fracas com muito reforço e pouco cimento com a conseqüente formação de vazios. Ele obteve como resultado uma resistência à flexão de aproximadamente 14,4 MPa para compósitos reforçados com 8% de fibras e em torno de 10,9 MPa para os reforçados com 6%, representando assim, um acréscimo de 35,7% e 107,9% respectivamente em relação à matriz sem reforço. A deflexão na ruptura dos compósitos com polpa refinada aumentou de 0,16 mm para 0,77 mm, o que representa um aumento de 381%.

FARIAS et al (2000) observaram que a adição de fibras metálicas, como as fibras de aço, em materiais como concretos e argamassas, promove aumento apreciável na deformação de tração na ruptura, além de aumentar a tenacidade dos concretos sendo que as deformações de tração foram de 9 a 10 vezes maiores que nos concretos sem fibras, o que leva a conclusão de que a presença de fibras impede que ocorra uma grande propagação e distribuição das fissuras.

FIGUEIREDO et al (2000) obtiveram valores de resistência à flexão aproximadamente 58% maiores do que os apresentados pela matriz plena ao utilizarem fibras de aço de 36 mm de comprimento e fator de forma 53,2 com um consumo de 40 kg de fibra por metro cúbico de concreto. Durante o carregamento

dos compósitos em flexão, o que se observa é que existe uma certa proporcionalidade até um certo teor de fibras a partir do qual a resistência à flexão dos mesmos tende a cair, em função de falhas no processo de fabricação dos compósitos. O que se observa é que, para teores elevados de fibras, ocorre uma istura inadequada das mesmas, acarretando formação de elevado teor de vazios no material, com conseqüente perda de resistência mecânica.

TROTTIER et al (1997) apud KITAMURA (2006) mostraram que é possível produzir concretos reforçados com fibras em canteiros de obras, com propriedades uniformes em estado fresco e endurecido, utilizando-se equipamentos convencionais de construção. Relataram ainda que a adição de fibras de aço ao concreto com teor de até 0,5% em volume, não modifica significativamente sua resistência à flexão.

KIM et al (2008) observaram o comportamento em flexão de compósitos de matrizes cimentícias reforçados por fibras (de aço de alta resistência, polietileno de alto peso molecular e fibras de PVA). Foram utilizadas duas frações em peso nos compósitos estudados (0,4% e 1,2% de reforço). Relataram que as fibras de aço de alta resistência apresentaram bom desempenho mecânico no que se refere a sua capacidade de carregamento ser elevada, com alta capacidade de deformação, além de absorver grande quantidade de energia (alta tenacidade) antes da fratura, enquanto que as fibras de PVA apresentaram o pior resultado em comparação com todas as outras fibras utilizadas como reforço. Observaram também que o aumento do teor de reforço de 0,4% para 1,2% promoveu um aumento na capacidade de absorção de energia pelos compósitos para todos os tipos de reforço utilizados.

Segundo SALES (2006), o uso de fibras vegetais como a de juta promove um aumento na resistência de compósitos cimentícios, de matrizes cimentícias de pasta e aragamassa de cimento. Foi observado um aumento de 97% na resistência à tração e 60% na resistência à flexão em relação à matriz sem reforço. As resistências foram maximizadas para um comprimento de fibra entre 12 e 18 mm, com fração volumétrica de 2% sendo que a fração volumétrica ótima ficou entre de 2 e 3% para um comprimento de 25 mm. A presença do reforço aumentou consideravelmente a tenacidade e resistência ao impacto, essa última tendo aumentado em 400%.

Em geral, as frações volumétricas usualmente utilizadas para fibras sintéticas como as de polipropileno variam de 1 a 3%. Esse percentual é baixo, uma vez que se torna difícil sua inserção em compósitos de matriz cimentícia. Já para fibras de

ação o teor é limitado em cerca de 2% em volume, uma vez que a trabalhabilidade dos concretos ou argamassas assim fabricados é bastante reduzido, pois para teores a partir deste valor, a dimensão máxima do agregado deve ser aumentada.

2.5.1 Regra das misturas

Em geral, os compósitos apresentam duas fases distintas: uma denominada de matriz, contínua, que envolve a fase dispersa e pode ser feita a partir de metais, cerâmicos ou polímeros. As propriedades dos compósitos dependem das quantidades de cada fase presente, de sua forma e distribuição.

A regra das misturas apresenta bons resultados na determinação das propriedades elásticas e termoelásticas de compósitos, apesar desses resultados serem aproximados (FUJIYAMA, 1997). Segundo a regra das misturas, considerando-se um elemento volumétrico representativo do compósito as seguintes hipóteses devem ser satisfeitas :

- Perfeita aderência entre fibras e matriz;
- A matriz deve ser homogênea e isotrópica;
- As fibras longas e alinhadas;
- Isodeformação (igualdade de deformação na fibra e na matriz).

Segundo FUJIYAMA (1999), vários fatores devem ser considerados no estudo da interação entre as fibras e a matriz num compósito e que de acordo com BALAGURU e SHAH (1992), podem ser resumidos em :

- Tipo de fibras;
- Condição e uso das fibras;
- Arranjo e distribuição das fibras;
- Grau de aderência entre fibra e matriz;
- Fração volumétrica das fibras;
- Superfície das fibras;
- Processo de mistura;
- Método de cura;
- Durabilidade das fibras no compósito;
- Nível de carregamento;
- Presença ou ausência de trincas.

Um dos problemas que ocorrem quando da inserção de fibras em compósitos cimentícios é que a microestrutura assim formada é heterogênea. A presença de defeitos nos compósitos promove defeitos na interface, que agem como concentradores de tensão, tornando complexa a relação das interações entre fibra e matriz. De acordo com a regra das misturas, considerando as hipóteses anteriormente citadas, JONES (1975) propôs uma equação que permite determinar a tensão unidirecional no compósito, σ_c

$$\sigma_c = \sigma_f V_f + \sigma_m V_m \quad (2.4)$$

onde σ_f e σ_m são as tensões atuantes na fibra e na matriz respectivamente e V_f e V_m as suas respectivas frações volumétricas. O módulo de elasticidade do compósito E_c pode ser obtido através da condição de isodeformação, o que permite diferenciar a equação acima em relação a deformação, resultando na equação abaixo.

$$E_c = E_f V_f + E_m V_m \quad (2.5)$$

onde E_f e E_m são os módulos de elasticidade longitudinal das fibra e da matriz, respectivamente.

Considerando também que o carregamento no compósito seja feito transversalmente à direção das fibras e que exista uma perfeita aderência entre fibras e matriz, pode-se inferir que as tensões atuantes no compósito são as mesmas nas fibras e na matriz. Assim as equações da regra das misturas para a deformação e módulo de elasticidade são as seguintes:

$$\varepsilon_c = \varepsilon_f V_f + \varepsilon_m V_m \quad (2.6)$$

$$\frac{1}{E_c} = \frac{V_f}{E_f} + \frac{V_m}{E_m} \quad (2.7)$$

onde ε_c , ε_f e ε_m são as deformações do compósito, das fibras e da matriz, respectivamente.

Segundo BRESCANSIN (2003), a obtenção de compósitos reforçados por fibras alinhadas é tecnicamente difícil e por isso normalmente os compósitos utilizados na construção civil são compósitos com fibras aleatoriamente orientadas e uniformemente distribuídas. Desse modo, HANNANT (1978) propôs correções às equações citadas anteriormente.

2.5.2 – Fatores de eficiência relacionados ao comprimento e orientação das fibras

HANNANT (1978) apud COX (1962) e KRENCHER (1964) citam a existência de fatores de eficiência utilizados para corrigir as equações obtidas através da regra das misturas. Esses fatores, se referem a orientação que as fibras apresentam no interior da matriz, η_1 , (Tab 2.5) e à variação do comprimento das mesmas, η_2 .

Tabela 2.3 - Fatores de eficiência em função da orientação das fibras (FUJIYAMA, 1997)

Tipo de Orientação	Fator de Eficiência η_1 Cox (1962)	Fator de Eficiência η_1 Krenchel (1964)
Alinhada	1	1
Randômica no Plano	1/3	3/8
Randômica no Volume	1/6	1/5

O fator de eficiência devido ao comprimento das fibras (η_2) é determinado através de relações que consideram o comprimento das fibras $2l$ em relação ao comprimento crítico $2l_c$. Este último corresponde ao comprimento de uma fibra que sofre fratura, unicamente em seu ponto central, no ensaio de saca-fibras (“pull-out”). De acordo com Allem (1972), citado por BRESCANSIN (2003), o fator η_2 pode ser determinado a partir das equações abaixo:

$$\eta_2 = \frac{l}{2l_c} \quad \text{se } l \leq l_c \quad (2.8)$$

$$\eta_2 = 1 - \frac{l_c}{2l} \quad \text{se } l > l_c \quad (2.9)$$

Segundo KITAMURA (2006), as fibras com l muito maiores do que l_c (normalmente $l > 15l_c$) são denominadas de fibras contínuas, e fibras com

comprimentos menores que esses são denominadas de fibras descontínuas ou curtas. Segundo o referido autor, em compósitos com fibras descontínuas com comprimentos significativamente menores do que l_c , a matriz se deforma ao redor das fibras de tal modo que virtualmente não existe qualquer transferência de tensão, havendo apenas um pequeno reforço devido à fibra. A seguir é apresentado na Figura 2.3 como a tensão varia com a posição de acordo com o tamanho das fibras.

onde σ_f^* representa o limite de resistência à tração e l_c , o comprimento crítico da fibra.

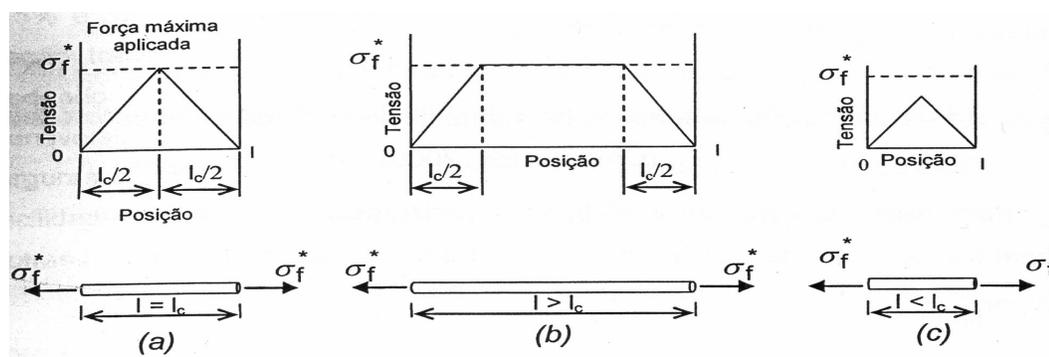


Figura 2.3 - Variação da tensão com o comprimento das fibras (KITAMURA, 2006).

Com os valores dos fatores de eficiência, η_1 e η_2 as equações para o cálculo da tensão e do módulo de elasticidade, dos compósitos, são as seguintes:

$$\sigma_c = \eta_1 \eta_2 \sigma_f V_f + \sigma_m V_m \quad (2.10)$$

$$\sigma_c = \eta_1 \eta_2 E_f V_f + E_m V_m \quad (2.11)$$

Segundo LIMA e GIONGO apud KITAMURA (2006), quando a tensão de aderência atinge o seu valor máximo em concretos reforçados por fibras (CRFA) e a fibra tem comprimento inferior ao l_c , a mesma irá deslizar na massa do concreto, e se o comprimento for superior ao l_c a mesma irá se romper, caso uma fissura a intercepte em seu ponto médio.

Assim sendo, para que a tenacidade máxima seja atingida pelo compósito, o comprimento da fibra deve ser igual ao dobro de seu comprimento crítico. Na

medida que o tamanho da fibra aumenta, a resistência do compósito também aumenta, porém sua tenacidade diminui.

2.5.3 Modelos para fibras curtas ou particuladas

As propriedades de compósitos reforçados por fibras curtas ou particuladas alinhadas podem ser obtidas através de equações semi-empíricas como as propostas por HALPIN e TSAI (1969) apud GIBSON e JONES (1975). A diminuição do comprimento das fibras incorporadas na matriz, torna mais fácil a obtenção de compósitos com fibras orientadas aleatoriamente. Para determinar se a orientação das fibras no compósito é aleatória em relação ao plano ou ao volume deve-se comparar o comprimento das fibras em relação à espessura do compósito, estando aleatoriamente dispersas no volume, se seu comprimento for pequeno quando comparado a espessura do compósito. Nesse caso, considerando as fibras aleatoriamente dispersas, o modelo de COX (1962) mostra que o compósito assim formado é isotrópico e suas características mecânicas básicas (E , μ , ν) podem ser obtidas de acordo com a tabela abaixo:

Tabela 2.4 - Modelo para determinação do módulo de elasticidade, de cisalhamento e de poisson para fibras orientadas aleatoriamente no compósito (COX, 1962).

Propriedades Elásticas	Aleatória no Plano	Aleatória no Volume
Módulo de elasticidade	$E_c = \frac{E_f V_f}{3}$	$G_c = \frac{E_f V_f}{6}$
Módulo de cisalhamento	$G_c = \frac{E_f V_f}{8}$	$G_c = \frac{E_f V_f}{15}$
Razão de Poisson	$\nu = \frac{1}{3}$	$\nu = \frac{1}{4}$

2.6 MECÂNICA DA FRATURA

Um dos requisitos importantes a serem observados em projetos de componentes estruturais é que as tensões atuantes no componente, já em serviço, sejam mantidas abaixo da tensão limite de projeto. Esse limite é definido de acordo

com a adoção de fatores de segurança compatíveis com o grau de responsabilidade do projeto. Assim sendo, o conhecimento prévio dos níveis de resistência mecânica (limite de escoamento e tensão última), juntamente com as constantes elásticas do material, permite que o componente utilizado na construção civil possa ser dimensionado e então executado, mantendo uma margem adequada de segurança contra falhas em serviço.

No entanto, materiais de uso em engenharia, invariavelmente, contém diferentes tipos de concentradores de tensões, como, por exemplo, entalhes e trincas. Com o desenvolvimento da mecânica da fratura, admite-se a presença de descontinuidades enquanto que não sejam capazes de se propagar de forma instável ou que sejam mantidas de forma estacionária. Assim, o grau de tolerância, que um dado material possui em relação à presença de descontinuidades, pode ser mensurado através do levantamento de parâmetros adequados referentes à sua tenacidade. Desse modo, para que o dimensionamento de um componente estrutural possa ser bem sucedido, é importantíssimo conhecer a máxima tensão a que o material está sujeito em serviço, o que possibilitaria estimar o máximo tamanho admissível de trinca que ele pode tolerar para esse nível de tensão, se sua tenacidade à fratura for conhecida.

É importante acrescentar que, para materiais frágeis, tais como concretos e argamassas, os parâmetros da tenacidade são obtidos especificamente de acordo com os conceitos da mecânica da fratura linear-elástica (MFLE) incorporando um fator de correção inelástica para levar em conta o comportamento não linear do material. Tais parâmetros se referem a K_c e K_{Ic} que representam os valores críticos, sob condições de tensão plana e deformação plana respectivamente do fator de intensidade de tensões K .

A mecânica da fratura linear-elástica é um estudo do comportamento do material baseado inteiramente na teoria da elasticidade utilizada no projeto de componentes estruturais de alta resistência mecânica, que por possuírem uma restrita zona plástica, permitem um emprego mais adequado dos conceitos elásticos (LOPES, 2001).

A teoria da mecânica da fratura linear-elástica começou a ser desenvolvida em 1920, por Griffith, mas só em 1960 é que foram desenvolvidas as primeiras pesquisas teóricas e experimentais para o entendimento do fator de intensidade de tensões (K) e dos problemas estruturais envolvendo fissuras em placas, materiais

compósitos anisotrópicos e corpos rachados sujeitos a carregamento dinâmico (BRECANSIN, 2003).

Além de analisar o efeito da presença de trincas nos componentes, a mecânica da fratura também permite a análise de materiais que contêm inclusões e vazios que podem vir a coalescer e formar pequenas trincas, além de considerar como a geometria da peça influencia na carga máxima que o componente pode suportar.

ROELFSTRA e WITTMANN, (1986), observaram que a propagação da trinca nos principais componentes do concreto podia ser modelada pela MFLE, mas a falha do material compósito como o concreto não era causada pelo crescimento instável da trinca e sim por uma seqüência de crescimento e fechamento da trinca, o que levava a deterioração do concreto. Algumas contestações sobre a aplicabilidade da MFLE para o problema da propagação da trinca e fratura do concreto estão relacionadas à questão da tenacidade à fratura K_{Ic} , depender do tamanho do entalhe, da geometria e das dimensões dos corpos de prova. Observou-se que, no concreto, desenvolvem-se microfissuras na frente da ponta da trinca, o que cria uma zona de processo de fratura (ZPF), análoga a zona plástica em metais, e que, ao contrário desta última, não pode ter seu tamanho determinado com razoável precisão e depende do tamanho e da forma do corpo de prova (SALES, 2006).

Tendo em vista que muitos componentes mecânicos e estruturais operam no regime não-linear, a utilização da MFLE se torna inadequada. A não aplicabilidade da MFLE neste caso se deve a fissuração da matriz, onde as fibras participam ativamente no suporte a carga aplicada mantendo a integridade do corpo de prova através do mecanismo de formação de pontes de trinca.

A partir daí, o comportamento do compósito fibroso passa a ser inelástico e sua resistência à fratura deve ser avaliada utilizando os conceitos da mecânica da fratura elastoplástica (MFEP). Como decorrência da extensão da mecânica da fratura ao regime elasto-plástico, foram desenvolvidos novos conceitos, como o de CTOD (WELLS, 1961), o da integral J por (RICE, 1968) e o das curvas de resistência à fratura, R.

2.6.1 Mecânica da Fratura Linear Elástica : Fator de Intensidade de Tensões

Irwin (1957), a partir do modelo desenvolvido por Westergaard (1939) procurando quantificar o estado de tensão atuante na ponta da trinca em corpos

elásticos, definiu o fator intensidade de tensões K , que no modo I pode ser matematicamente representado por :

$$K = \lim_{\rho \rightarrow 0} \frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{2} \sqrt{\pi \rho} \quad (2.12)$$

onde $\sigma_{m\acute{a}x}$ representa a tensão máxima atuante na ponta da trinca, ρ o raio de curvatura e K o fator de intensidade de tensões, que é um fator puramente elástico.

A partir da expressão anterior de Irwin, pôde quantificar o estado de tensão σ_{ij} atuante num ponto nas redondezas da ponta de uma trinca, considerando $r \ll W$, conforme a equação abaixo:

$$\sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f(\theta) \quad r \ll W \quad (2.13)$$

onde r e θ representam as coordenadas do ponto em questão e f é uma função do ângulo θ e W a largura do componente Figura 2.5.

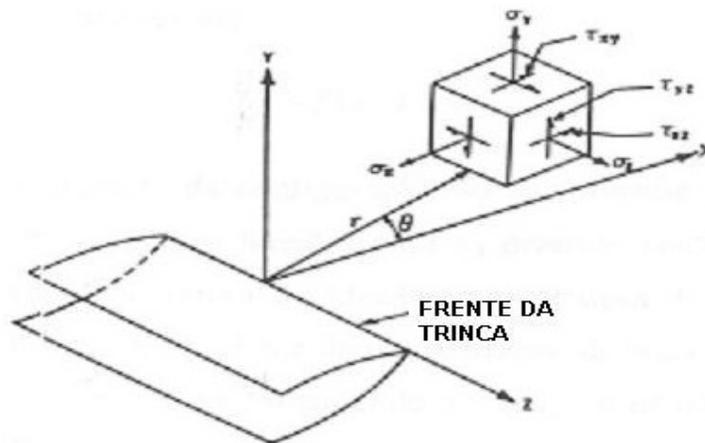


Figura 2.4 - Representação esquemática da distribuição das tensões nas proximidades de uma trinca.

Para uma trinca pequena numa chapa muito larga, K pode ser matematicamente expresso por:

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \quad a \ll W \quad (2.14)$$

onde a representa o tamanho da trinca. No entanto a forma geral do fator K para casos onde o tamanho da trinca representa uma fração significativa em relação a largura W , pode ser equacionada como :

$$K = \sigma \sqrt{\alpha \pi a} \quad (2.15)$$

onde α é um fator puramente geométrico que depende das dimensões do corpo de prova e da trinca e σ a tensão nominal aplicada.

De acordo com ISIDA (1955) apud BROCK (1987) o fator α é dado por:

$$\alpha = \sec \frac{\pi a}{W} \quad (2.16)$$

Outra expressão de α se deve a SRAWLEY (1965) e BROWN (1965), apud BROCK (1967):

$$\alpha = \frac{W}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{W} \quad (2.17)$$

Uma expressão genérica para expressar K em termos da carga aplicada P e do tamanho da trinca é apresentado como (KNOTT, 1979).

$$K = \frac{P}{BW^{1/2}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (2.18)$$

onde B se refere a espessura do material.

É importante acrescentar que a equação 2.18 pode ser aplicada a corpos de prova carregados em flexão bem como em tração. A função a/W para cada tipo de carregamento pode ser encontrada na literatura (KNOTT, 1979).

Assim à medida que o corpo de prova é carregado e a tensão atuante atinge a tensão de fratura do mesmo, σ_F , o valor de K atinge K_C para (condição de tensão plana), ou K_{Ic} , (tenacidade sob condições de deformação plana).

É importante salientar que embora K_C seja dependente da espessura do corpo de prova, ambas as tenacidades são vistas como características inerentes do material, isto é, dependentes da microestrutura, da temperatura e da taxa de carregamento. No que se refere ao fator K , o mesmo representa a força motriz para a propagação da trinca, sendo os valores de K_C ou K_{Ic} referentes à intensidade de

tensões tolerada pelo material sob condições de tensão plana e deformação plana respectivamente, acima da qual o componente fratura. Assim sendo, pode-se escrever :

$$K_C = \sigma_F \sqrt{\pi a} \quad (2.19)$$

$$K_{Ic} = \sigma_F \sqrt{\pi a} \quad (2.20)$$

onde σ_F representa a tensão nominal na fratura do material.

Sob a influência de uma tensão σ atuante em modo I, sob condições de tensão plana, na presença de uma trinca de profundidade a , a energia de deformação elástica difere do nível energético constatado na ausência da trinca pela quantidade U , dada por:

$$U = -\frac{\pi \sigma^2 a^2}{2E} \quad (2.21)$$

É importante mencionar que U se refere a energia por unidade de espessura. A partir de U , define-se a força para a extensão da trinca parâmetro G , como:

$$G = -\frac{\partial U}{\partial a} = \frac{\pi \sigma^2 a}{E} \quad (2.22)$$

O que implica na seguinte relação entre K e G

$$G = \frac{K^2}{E} \quad (2.23)$$

Para condições de deformação plana U é expresso por:

$$U = -\frac{\pi a^2 (1-\nu^2) a^2}{2E} \quad (2.24)$$

Isto implica nas seguintes relações para o caso de deformação plana

$$G_{Ic} = \frac{K_{Ic}^2 (1-\nu^2)}{E} \quad (2.25)$$

A propagação da trinca ocorre quando $\sigma = \sigma_F$, isto é, quando G atinge o valor crítico G_{IC} .

Inúmeros estudos têm sido encontrados na literatura acerca da determinação de parâmetros da tenacidade como o trabalho de RODRIGUES (1999), que determinou o fator de intensidade de tensões K_σ em função da geometria do entalhe para argamassas reforçadas com fibras de sisal. Utilizando corpos de prova sem reforço de (300 x 50 x 50) mm contendo entalhes de 0,5 mm e 2,4 mm com utilização de camada fotoelástica encontrou para o fator de concentração de tensões medido experimentalmente os valores de 7,88 e 5,33 e para corpos de prova reforçados com fibras de sisal de 25 mm de comprimento e raios de curvatura de 0,5, e 2,4 também com camada fotoelástica os valores de 1,29 e 5,27. Além disso, o referido autor determinou o fator de intensidade de tensões K_{IC} tanto para as argamassas sem reforço como para as reforçadas por fibras no comprimento de 25 mm. Para as argamassas sem reforço e com entalhe do tipo reto com raio de curvatura de 0,5 mm o valor de K_{IC} encontrado foi de 0,71 MPa \sqrt{m} enquanto que para as argamassas reforçadas por fibras de 25 mm com o mesmo entalhe, o valor encontrado foi de 1,51 MPa \sqrt{m} .

2.6.2 – Mecânica da fratura não linear – Integral J

Segundo DOWLING (1993) apud RODRIGUES (1999), uma situação limite para a aplicação da MFLE em metais geralmente considera que a distância entre a ponta da trinca e os contornos do elemento sejam pelo menos quatro vezes maior que o tamanho da zona plástica, ou $8r_0$. Caso as dimensões do espécime considerado não seja grandes o suficiente em relação ao tamanho da zona plástica, o escoamento faz com que o fator de intensidade de tensões, K, seja não conservador, o que implica na subestimativa da severidade da trinca (DOWLING, 1993). Desse modo um ajuste é feito nos valores de K com base no tamanho da zona plástica. Com o crescimento do tamanho da zona plástica, essa correção se torna cada vez mais imprecisa. Assim sendo, deve-se apelar para o uso da mecânica da fratura não-linear baseada no cálculo da integral J.

Para um corpo sujeito a regime não linear de carregamento, a integral J pode ser definida a partir da seguinte equação :

$$J = \int_{\Gamma} W dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \quad (2.26)$$

onde, conforme Figura 2.6, Γ representa um caminho arbitrário de integração e s a distância medida ao longo de Γ no sentido anti-horário.

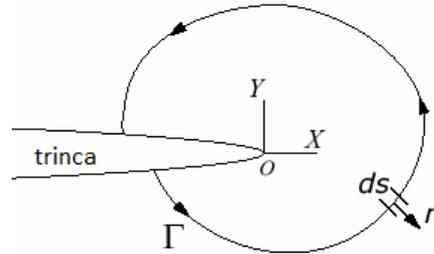


Figura 2.5 - Representação esquemática do campo de tensões ao redor da trinca.

O vetor de tração T é dado pela relação

$$T_i = \sigma_{ij} n_j \quad (2.27)$$

Sendo σ_{ij} é o tensor das tensões a qualquer ponto do contorno de integração Γ e n_j um vetor unitário perpendicular ao contorno naquele ponto.

A intensidade da energia de deformação (W) na equação 2.28 é definida por:

$$W(\epsilon_{mn}) = \int_0^{\epsilon_{mn}} \sigma_{ij} d\epsilon_{mn} \quad (2.28)$$

onde ϵ_{mn} representa o tensor das deformações.

RICE (1968) citado por BRESCANSIN (2003) mostrou que a integral J pode ser considerada como uma generalização da taxa de liberação de energia de deformação armazenada, G , definida por:

$$J = G = -\frac{1}{B} \frac{dU}{dA} \quad (2.29)$$

onde B representa a espessura do corpo de prova, U o trabalho realizado durante o carregamento, calculado integrando-se a área sob a curva carga- deslocamento, isto é, a curva P-u onde P se refere a carga instantânea e u o deslocamento do ponto de aplicação da carga e a o tamanho da trinca.

A equação de estimativa de RICE (1968), citada por KNOTT (1979) e MARTINS (1996), é usada na determinação da integral J, para corpos de prova com entalhes profundos sujeitos a dobramento de acordo com a equação abaixo:

$$J = \frac{2U}{B(W-a)} ; \left(\frac{a}{W} \right) \geq 0,5 \quad (2.30)$$

onde W, representa a largura do corpo de prova e (W-a) representa o ligamento.

Valores da integral J na carga máxima, $J_{m\acute{a}x}$, alcançada em corpos de prova solicitados em flexão a três pontos, tem sido levantados para fibras de sisal e para matriz de cimento reforçada por polpa de bambu. Os valores de $J_{m\acute{a}x}$, assim obtidos, tem sido correlacionados com a fração volumétrica das fibras bem como às características da matriz (BRESCANSIN 2003; FUJIYAMA 1999; RODRIGUES 1999). FUJIYAMA (1999), apud BRESCANSIN (2003), com o intuito de levantar a integral J para argamassas reforçadas por fibras de sisal, adotou espécimes entalhados para verificar a influência da presença de descontinuidades na ruptura de corpos de prova utilizando os conceitos da mecânica da fratura. Através da referida metodologia foi possível analisar as deformações e tensões na proximidade da ponta dos entalhes nas argamassas reforçadas e levantar parâmetros como a integral J através da realização de ensaios de flexão a três pontos. Tais ensaios permitiram observar um aumento da integral J na carga máxima com o aumento do raio de curvatura da raiz do entalhe e também que para a argamassa plena (sem fibras) e para raios de curvatura pequenos, a integral J permanece constante e é considerada uma característica do material, J_{Ic} .

2.7 – COMPORTAMENTO EM COMPRESSÃO DE COMPÓSITOS CIMENTÍCIOS

RODRIGUES (1999), analisando os resultados dos ensaios de compressão em corpos de prova cilíndricos de 5 x 10 cm, concluiu que a adição de fibras nos compósitos estudados reduziu a sua resistência à compressão. Observou que, nos

espécimes ensaiados, a diferença entre a tensão máxima foi de 45% entre as argmassas sem reforço e as reforçadas com fibras de sisal de 25 mm de comprimento e cerca de 55% entre as sem reforço e as reforçadas com fibras de 45 mm.

TOLEDO FILHO (1997), ao utilizar fibras de sisal, constatou uma redução de 31,8% na capacidade portante dos compósitos produzidos quando utilizados 3%, em volume de fibras de 25 mm de comprimento em argmassas de traço 1:1:0,4. FUJIYAMA (1999), em experimento semelhante ao de Toledo, observou que a incorporação de fibras de sisal, de 25 mm de comprimento, nas argmassas de traço 1:1:0,4, acarretou uma queda de 9,7% em sua resistência à compressão.

MANGAT e AZARI (1984) e FANELA e NAANA (1985) observaram que a incorporação de fibras de aço em compósitos de matriz cimentícia aumentou a resistência em até 25%.

BREGANSIN (2003), apud BALAGURU e SHAH (1992), menciona que usando fibras poliméricas, a incorporação de até 0,1% em volume das mesmas não afeta quaisquer propriedades do concreto endurecido. Entretanto, o aumento da fração volumétrica para 0,5% acarreta uma queda de 10% na resistência à compressão.

HALIT et al (2005) estudaram o efeito da substituição parcial de cimento por de cinza volante classe C em concretos SIFCON (alto teor de cimento e uso obrigatório de superplastificantes e vibração energética) reforçados por fibras de aço, nos teores de 2, 6 e 10% em volume. O cimento foi substituído por cinza volante até um teor de 60%. Os resultados mostraram que a resistência à compressão aumentou com o aumento da fração volumétrica de fibras utilizadas e com o aumento do teor de cinza volante nos concretos. A mistura de referência (sem fibras e sem cinza volante) apresentou resistência à compressão de 80 MPa, enquanto que o maior valor de 135 MPa foi encontrado para o teor de 10% de fibras de aço com 60% de cinza volante. Segundo BRESCANSIN (2003), a resistência à compressão de um compósito é influenciada pelo tipo e fração volumétrica de fibras utilizadas sendo que a fração volumétrica influi diretamente na trabalhabilidade das argmassas. Caso a compactação dos constituintes não seja adequada a trabalhabilidade será comprometida ocorrendo aumento da porosidade da mistura com conseqüente queda em sua resistência. Segundo a referida autora, para fibras naturais, essa redução da trabalhabilidade será maior, visto que estas apresentam

capacidade higroscópica, enquanto que as fibras poliméricas como as de polipropileno e as metálicas como as de aço, por exemplo, não possuem tal característica.

A importância da adição de fibras em compósitos de matriz cimentícia pode ser observado analisando-se o corpo de prova após sua fratura onde se pode observar que as fibras promovem a integridade do mesmo evitando assim sua fratura catastrófica (FUJIYAMA, 1999).

2.8 – COMPORTAMENTO EM FLEXÃO DE COMPÓSITOS CIMENTÍCIOS

MEHTA e MONTEIRO (1994), apud KITAMURA (2006), relatam que, quando a deformação correspondente à resistência à flexão última é superada, a ruptura do concreto sem fibras é repentina. No entanto, o concreto reforçado com fibras continua a resistir forças consideráveis, mesmo com deformações bastante superiores à deformação de fratura do concreto pleno. O reforço do concreto com fibras aumenta a sua versatilidade como material, propiciando um método efetivo para superar suas características de fragilidade. Quando uma viga prismática de material elástico é carregada em flexão, as tensões e deformações longitudinais em uma dada seção transversal variam de forma linear da superfície em compressão, para atingir um máximo de tração na superfície oposta. A tensão de ruptura na superfície mais externa, calculada a partir do momento fletor, assumindo-se um comportamento elástico, é conhecida como módulo de ruptura à flexão e é, idealmente, igual à resistência à tração do material. Na prática, mesmo para um material elástico, o módulo de ruptura é geralmente maior que a resistência à tração, pois um volume menor do corpo de prova é tensionado e tensões de flexão, que podem surgir em um ensaio de tração pelo desalinhamento das garras, são eliminadas. No entanto, a teoria convencional de vigas é inadequada para compósitos reforçados por fibras, pois a curva tensão-deformação pós-fissuramento no lado tracionado é muito diferente daquela observada em compressão.

Segundo BRESANSIN (2003), a teoria de flexão só pode ser aplicada até a tensão de primeira fissura não podendo ser considerada para o comportamento em flexão após esse ponto. Para materiais elásticos quando a carga máxima na flexão é atingida eles rompem mas os elasto-plásticos e os quase-frágeis podem continuar suportando cargas adicionais. Esse fenômeno ocorre através da distribuição de

tensões, com a linha neutra movendo-se e a distribuição de tensões de tração tornando-se retangular. (BRESCANSIN, 2003).

2.9 COMPORTAMENTO AO IMPACTO

A análise do comportamento à fratura de um material pode ser caracterizado por ensaios de impacto. Este ensaio consiste na aplicação de uma carga, através da queda de um pêndulo elevado de uma altura previamente determinada, em uma amostra em que se deseja medir sua resistência ao impacto. Basicamente, os tipos de ensaios de impacto mais comuns são, o Charpy e o Izod. No ensaio Charpy, também considerado por BENTUR e MINDESS (1996) como um ensaio de natureza qualitativa, a avaliação do resultado é feita com base no nível de energia absorvida no processo de fratura bem como na observação visual do dano causado na amostra após sofrer o impacto do pêndulo.

Segundo BRESCANSIN (2003), para materiais metálicos, onde a energia de fratura é alta comparada com as energias consumidas em outros processos que absorvem energia, como atrito e energia cinética das partes fraturadas do corpo de prova, os resultados do ensaio Charpy podem ser considerados como suficientemente precisos. No entanto, segundo a referida autora, para materiais quase-frágeis, como argamassas e concretos, a maior parte da energia de impacto é consumida em outros processos que não a fratura do próprio corpo de prova e, portanto, a perda de energia pelo impacto do pêndulo é de limitado significado físico. Nesses casos, o ideal seria realizar um ensaio instrumentado pois seria possível medir de forma precisa a energia que realmente foi absorvida pela amostra durante o mesmo.

O sistema instrumentado de ensaio Charpy possibilita a realização de ensaios de tenacidade dinâmica dentro de um amplo espectro de comportamentos indo do absolutamente frágil ao excepcionalmente dútil, fornecendo dados em tempo real, sendo uma técnica que apresenta simplicidade de execução (FIGUEIREDO, 2004). Segundo o referido autor, este ensaio fornece a energia absorvida e a variação da carga aplicada com o tempo, sendo que este tipo de curva pode fornecer informações sobre a carga de escoamento generalizado, carga máxima, entre outros.

TOLEDO FILHO apud BRESCANSIN (2003), usou o aparelho proposto pelo ACI Committee 544, para determinar a energia por impacto de argamassas

reforçadas por fibras de sisal. Este método, descrito por Toledo FILHO (1997), apresentou inconsistência devido à alta variabilidade dos resultados, especialmente no que se refere à constatação do aparecimento da primeira fissura. Segundo TOLEDO FILHO (1997), essa dispersão dos resultados está associada a não uniformidade de redistribuição de tensões, particularmente na presença de defeitos localizados nos corpos de prova.

Inúmeros estudos tem sido encontrados na literatura sobre o estudo do comportamento à fratura de compósitos submetidos a ensaios de impacto como o de SILVA, et al (2002) que estudaram o comportamento ao impacto Charpy utilizando um equipamento instrumentado com martelo de 2 Joules em compósitos de matriz cimentícia reforçados com polpa de bambu refinada, de dimensões de 120 x 120 x 7 mm. Utilizando teores de 8 e 14% de reforço observou-se um aumento de 46% no valor da energia absorvida, valor independente do teor de reforço utilizado. Segundo os referidos autores, este fato pode ser explicado pelo pequeno tamanho das fibras 2,8 mm e pela baixa aderência fibra-matriz verificada na análise pelo microscópio eletrônico de varredura.

GOPALARATNAM e SHAH (1986) avaliaram o comportamento ao impacto de concretos reforçados por fibras de aço. Através da realização de ensaios de impacto charpy, em corpos de prova de (76,14 x 25,38 x 203) mm obtiveram valores de tenacidade da ordem de 3,013 kJ/m².

MAGALHAES et al (1995), estudaram o comportamento ao impacto de compósitos de matriz cimentícia reforçados por fibras de vidro e de compósitos reforçados por fibras de aço. Foram utilizados três tipos de compósitos reforçados por fibras de vidro sendo eles: GRC(28) compósito álcali-resistente reforçado por fibras longas de 38 mm, ensaiados após 28 dias de cura (24h no molde e 27 dias a 20°C e 50% de umidade relativa), GRMC(28) que se diferencia do anterior apenas no fato de ter sofrido a adição de material pozolânico (metacaulim), PGRMM(28) que se diferencia unicamente do GRC (28) em função da adição de metacaulim e um polímero acrílico. Também foram fabricados os compósitos GRC(84), GRC(84) e o PGRMM(84). Estes três últimos se diferenciam dos três primeiros no que se refere ao fato de terem sido submetidos a envelhecimento artificial que consistia em imersão em água por 84 dias a 50°C.

Foram realizados ensaios de impacto Charpy nos compósitos citados acima utilizando corpos de prova com dimensões eram de 100 x 10 x 10 mm utilizando um

pêndulo que fornecia energia máxima de 300 J, sendo que a altura de queda foi selecionada de forma que as velocidades de impacto do pêndulo nos corpos de prova fossem da ordem de 1 e 3 m/s, correspondendo a energias de 13,6 Joules e 122 Joules, respectivamente. O programa experimental envolveu a avaliação de dois parâmetros: a influência da velocidade de queda do pêndulo na determinação da energia absorvida e a influência da temperatura de ensaio. Foi observado que, para os diferentes compósitos analisados, a mudança na velocidade de queda do pendulo não influenciou na capacidade de absorção de energia dos mesmos. Já com o intuito de avaliar a influência da temperatura na capacidade de absorção de energia pelos compósitos os espécimes foram ensaiados nas seguintes temperaturas (0°C, -20°C, -40°C e -60°C). Os resultados obtidos mostraram que o envelhecimento artificial promoveu decréscimo considerável na tenacidade dos compósitos, em comparação aos não envelhecidos.

Já para os compósitos reforçados por fibras de aço de dimensões 200 x 60 x 20 mm, os testes foram feitos à temperatura ambiente utilizando um pêndulo que forneceu uma energia máxima de 300 Joules, com velocidade inicial de 5 m/s. Foi analisada a capacidade de absorção de energia pelos compósitos com diferentes teores de reforço (0,4%, 1% e 1,6% em volume) e para os não reforçados. Os resultados obtidos mostraram que, com o aumento do teor de fibras houve o aumento da capacidade de absorção de energia pelos compósitos. Observou-se também que o aumento do teor de fibras de 1% para 1,6% não promoveu grandes elevações na tenacidade desses compósitos o que sugere que ocorreu estabilização na capacidade de absorção de energia para esses teores de reforço.

3 - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1 – MATERIAIS UTILIZADOS

Tendo em vista a natureza do presente estudo, propõe-se o uso de uma matriz de cimento Portland e outra de cimento aluminoso cujos traços foram elaborados com os seguintes constituintes:

- Areia média lavada, de $D_{m\acute{a}x}$ de 2,38 mm, e de massa específica de 2,65 kg/dm³. A granulometria da areia utilizada está apresentada na Tabela 3.1, onde MF se refere ao módulo de finura.

Tabela 3.1 – Dados do ensaio de granulometria

Peso da amostra : 1000 g

Peneira # (mm)	P. Retido (g)	% Retida	% Ret. Ac.
6,3	0,00	0,00	0,0
4,8	0,00	0,00	0,0
2,4	6,83	0,68	0,7
1,2	65,65	6,57	7,2
0,6	206,35	20,64	27,9
0,3	673,25	67,33	95,2
0,15	46,28	4,63	99,8
Fundo	0,72	0,07	-
Soma	999,08	MF	2,31

- Cimento Portland CPII F 32, Mauá e cimento aluminoso (Cimento Fondu Lafarge 400). Nas tabelas abaixo, são apresentadas as composições químicas e físicas de cada tipo de cimento utilizado.

Tabela 3.2 - Características Químicas do cimento Lafarge 400.

Óxidos	% peso
Al_2O_3	37,8 a 41,2
CaO	37,0 a 40
Fe_2O_3	< 16
SiO_2	3,7 a 4,9
MgO	< 1,5
$Na_2O + K_2O$	< 0,4

Tabela 3.3 Propriedades Físicas do cimento Lafarge 400

Propriedade	Características
Coloração	Cinza
Superfície Específica (m^2/kg)	380 a 490
Massa Específica (g/cm^3)	3,2 a 3,3
Calor de Hidratação (J/g) – 24h	< 445

Tabela 3.4 Características Físicas do cimento Portland CPIIF- 32, conforme dados do fabricante.

Propriedade	Características
Coloração	Cinza
Tempo de início de pega	2h 30 min
Tempo de fim de pega	4h 30
Massa Específica	$3,12 g/cm^3$

Tabela 3.5 Características Químicas do cimento Portland CPIIF – 32

Óxidos	% peso
CaO	61-67
SiO ₂	20-23
Al ₂ O ₃	4,5-7
Fe ₂ O ₃	2-3,5
MgO	0,8-6
SO ₃	1-2,3
NaO + K ₂ O	0,3-1,5
Cal Livre	< 3

No que se refere à composição do traço, este contém cimento e areia nas seguintes proporções:

- Para a matriz de cimento Portland, o traço utilizado foi de 1:1 com fator água/cimento de 0,35 sem o uso de aditivos. Para a elaboração dos traços foram utilizados 805 g de cimento, 805 g de areia e 281,75 ml de água corrente da torneira para a fabricação das argamassas. Essa proporção foi definida à luz de resultados preliminares que indicaram boa resistência à compressão (28 dias de cura) em torno de 40 MPa (FUJIYAMA, 1999).
- Para a matriz de cimento aluminoso, o traço utilizado foi de 1:2 com fator água/cimento 0,40 sem o uso de aditivos. Para a elaboração desse traço, foram utilizados 570 g de cimento aluminoso, 1140 g de areia, 228 g de água.

No que se refere ao reforço a ser utilizado, foram escolhidas as seguintes fibras:

- Fibras de polipropileno (Neofibra CR) com diâmetro de 100 µm, e comprimento de 25 mm e razão de aspecto 250.

- Fibras de aço inoxidável e de aço ao carbono, com 25 mm de comprimento e de diâmetros de 0,23 e 0,47 mm e com razões de aspecto de 53 e 109, respectivamente (Fig 3.1)



Figura 3.1 Esquema das fibras de aço inoxidável e ao carbono.

Foi utilizada a técnica de picnometria para levantar experimentalmente a densidade das fibras de aço inoxidável e polimérica, obtendo-se os valores de 8,2 e 0,91 g/cm³. Quanto a densidade das fibras de aço ao carbono, o valor adotado foi de 7,8 g/cm³.

3.2 – FABRICAÇÃO DOS COMPÓSITOS

Os traços da argamassa foram elaborados para cada tipo de matriz proposta neste trabalho, misturando o cimento, areia e a água. Para as argamassas reforçadas com as fibras, as mesmas foram adicionadas ao traço nas proporções previamente definidas. As misturas foram feitas utilizando um misturador mecânico de 5L operando a 2000 rpm, durante 5 min, o que promovia uma mistura adequada dos constituintes (Figura 3.2).



Figura 3.2 Esquema do misturador empregado

Para cada uma das argamassas, foram elaborados 7 traços incorporando três proporções diferentes para as fibras de aço inoxidável e ao carbono e somente uma única proporção das fibras de polipropileno. A composição destes traços está apresentada na Tabela 3.6. Encontram-se na mesma tabela a fração volumétrica correspondente a cada reforço, V_f e sua designação atribuída a cada traço.

A massa de fibras m_f a serem adicionadas ao traço da argamassa para obtenção de uma dada fração volumétrica V_f foi calculada como:

$$m_f = 4V_c V_f \rho \quad (3.1)$$

onde V_c representa o volume do corpo de prova de compressão, V_f e ρ representam o volume de fibras e sua densidade e o fator 4 se refere ao fato que o traço elaborado da argamassa resultou na obtenção de 4 corpos de prova. Através da incorporação das fibras, a fração volumétrica da matriz sofre uma diminuição correspondente à fração volumétrica das fibras adicionadas. Assim sendo, as quantidades de cimento, areia e água no traço da argamassa tem que ser diminuída proporcionalmente a diminuição da fração volumétrica da matriz. Nesse sentido, o fator de ajuste foi calculado como 0,993; 0,987 e 0,98 para V_f de 0,7; 1,4 e 2,0%, respectivamente.

Tabela 3.6 Composição dos traços de argamassa utilizados.

Designação	V _f (%)	Cimento (g)	Areia (g)	Água (g)	Fibras (g)
P0	0	805	805	281,75	0
PN7	0,7	799,37	799,37	279,78	45,06
PN14	1,4	793,73	793,73	277,81	90,12
PN20	2,0	788,9	788,9	276,11	128,74
PC7	0,7	799,37	799,37	279,78	42,87
PC14	1,4	793,73	793,73	277,81	85,74
PC20	2,0	788,9	788,9	276,11	122,48
PP7	0,7	799,37	799,37	279,78	5,34
A0	0	570	1140	228	0
AN7	0,7	566,01	1132,02	226,40	45,06
AN14	1,4	562,02	1124,04	224,81	90,12
AN20	2,0	558,6	1117,2	223,44	128,74
AC7	0,7	566,01	1132,02	226,40	42,87
AC14	1,4	562,02	1124,04	224,81	85,74
AC20	2,0	558,6	1117,2	223,44	122,48
AP7	0,7	566,01	1132,02	226,40	5,34

É importante apontar que, nestas tabelas, a primeira letra P se refere a argamassa de cimento Portland, enquanto que a letra A indica a argamassa de cimento aluminoso. As letras N, C e a segunda letra P se referem às fibras de aço inoxidável, de aço ao carbono e de polipropileno, respectivamente. Os números 0, 7, 14 e 20 correspondem às frações volumétricas, V_f, de 0; 0,7; 1,4; e 2% do tipo de fibra utilizada como reforço.

A partir dos traços da argamassa com e sem reforço e para cada tipo de matriz, foram fabricados corpos de prova de compressão e de flexão. A fabricação dos corpos de prova tinha por objetivo permitir o levantamento dos parâmetros da tenacidade, além de avaliar a resistência à compressão e ao impacto, das argamassas plenas bem como das reforçadas.

3.2.1 – Moldagem dos corpos de prova de compressão

Os corpos de prova de compressão foram moldados utilizando moldes cilíndricos de 5 cm de diâmetro por 10 cm de altura (Figura 3.3). O processo de moldagem foi realizado em quatro camadas, sendo cada uma adensada com 60 golpes, para a homogeneização do material e para possibilitar que o mesmo se tornasse mais compacto. Os corpos de prova foram desmoldados após 24 h e curados em água por imersão, a temperatura ambiente, por 35 dias.

Antes da realização dos ensaios de compressão foi feita uma verificação das dimensões dos corpos de prova, que então eram lixados para a retirada das rebarbas tanto de sua superfície superior quanto da inferior. Em seguida, os mesmos foram nivelados utilizando uma cola adesiva de secagem rápida (Epóxi).



Figura 3.3 Molde utilizado na fabricação dos corpos de prova de compressão

3.2.2 – Moldagem dos corpos de prova de flexão

Para a determinação das características à flexão dos compósitos foram fabricados corpos de prova entalhados e não entalhados, de matriz de cimento portland e de matriz de cimento aluminoso, utilizando moldes de madeira de dimensões 300 x 50 x 50 mm (Figura 3.4). A moldagem dos corpos de prova se procedeu em duas camadas, adensadas manualmente por meio de 60 golpes para cada uma. Assim sendo, foram obtidos corpos de prova de dimensões aproximadamente de 300 mm de comprimento, 50 mm de espessura (B) e 50 mm de altura (W), como pode ser visto na Figura 3.5. Os procedimentos de cura e armazenagem dos corpos de prova de flexão foram os mesmos que os adotados para os de compressão.

Para os corpos de prova entalhados adotou-se a razão $a/W = 1/2$ onde a é a profundidade do entalhe. O entalhe escolhido foi do tipo reto, com raio de curvatura na ponta da ordem de 0,125 mm. A inserção do entalhe no corpo de prova foi realizada mediante a utilização de macho, na forma de placa de aço de espessura equivalente a 0,25 mm situada no molde antes da moldagem.



Figura 3.4 Esquema do molde utilizado na fabricação dos corpos de prova de flexão entalhados.

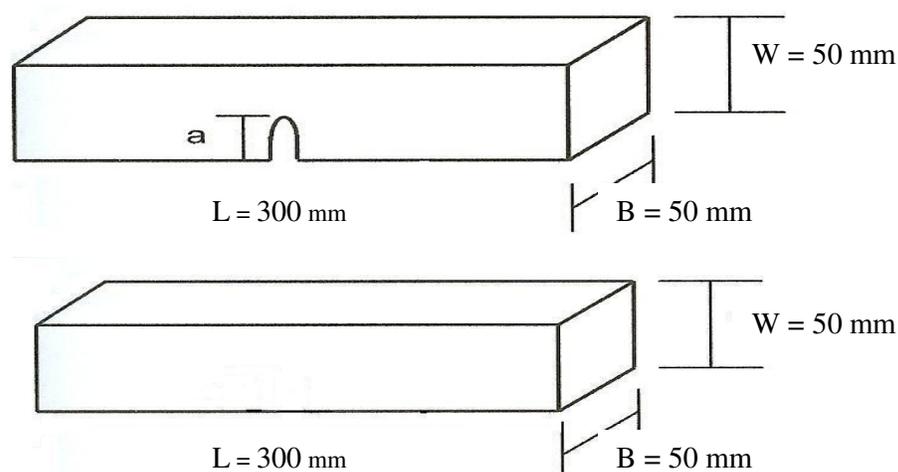


Figura 3.5 Dimensões dos corpos de prova utilizados nos ensaios de flexão.

3.3 – ENSAIOS MECÂNICOS

3.3.1 – Ensaio de compressão

Com o objetivo de levantar as características mecânicas básicas, foram realizados ensaios de compressão com uso de um sistema de aquisição de dados (Labview), da National Instruments, nos corpos de prova cilíndricos representativos dos compósitos produzidos bem como da argamassas plenas. Assim sendo, foram

levantados o módulo de elasticidade, a razão de Poisson e a resistência à compressão.

A importância desse ensaio se deve principalmente ao fato que a incorporação das fibras por parte da argamassa geralmente resulta na diminuição da resistência à compressão. Desse modo, os níveis de resistência devem ser controlados dentro de limites apropriados para que não haja comprometimento da qualidade das argamassas produzidas.

Procurando obter resultados representativos das características mecânicas foram ensaiados quatro corpos de prova para cada teor de reforço, utilizando-se extensômetros tipo L para a determinação das curvas tensão- deformação (axial, lateral e volumétrica). As deformações axial (ε_a) e lateral (ε_l) são lidas diretamente nos extensômetros mostrados na Figura 3.6, enquanto que a deformação volumétrica (ε_v), a razão de Poisson (ν) e o módulo de elasticidade (E) são obtidos através das seguintes equações, referentes ao comportamento linear-elástico dos compósitos.

$$\varepsilon_v = \varepsilon_a + 2\varepsilon_l \quad (3.2)$$

$$\nu = -\frac{\varepsilon_l}{\varepsilon_a} \quad (3.3)$$

$$E = \frac{\sigma_a}{\varepsilon_a} \quad (3.4)$$

$$\sigma_a = \frac{E * [\varepsilon_a(1-\nu) + 2\nu\varepsilon_l]}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad (3.5)$$



Figura 3.6 Extensômetro tipo L e corpo de prova preparado para ser ensaiado em compressão.

3.3.2 – Ensaios de flexão em corpos de prova não entalhados

Os corpos de prova descritos no item 3.2.2 foram carregados em flexão à três pontos (Figura 3.7) visando levantar seu comportamento para os diferentes tipos e teores de reforço. O objetivo básico destes ensaios é de levantar as curvas de carga, P , versus deslocamento do ponto de aplicação da carga, δ , possibilitando, assim, a determinação da carga limite de proporcionalidade dentro do regime linearelástico e o cálculo do módulo de elasticidade. Para atingir tais objetivos, foi utilizado um pórtico de reação dotado de macaco hidráulico para 30t, situado no laboratório de estruturas da UFF, adotando-se velocidade de carregamento de aproximadamente (7,5 kg/s).

Para o cálculo da tensão máxima σ atuante no corpo de prova, correspondente a uma carga P aplicada dentro de regime linear elástico, pode-se utilizar a relação (DOS ANJOS, 2002).

$$\sigma = \frac{3PL}{2BW^2} \quad (3.6)$$

onde P é a carga aplicada e L a distância entre os apoios igual a 270 mm.



Figura 3.7 Esquema representativo de ensaio de flexão em compósito não entalhado utilizando LVDT para leitura da deflexão correspondente.

Tendo em vista o fato que a incorporação das fibras de reforço resulta no aumento da ductilidade do compósito, espera-se que a curva P- δ levantada em flexão sofra um desvio da linearidade. Assim sendo, torna-se necessário apresentar a influência das fibras sobre a resistência em flexão dos corpos de prova através do levantamento da capacidade portante dos mesmos expressa através da carga última P_u , bem como do valor da deflexão δ correspondente. Deve-se assim frisar que o uso da equação 3.6 para o cálculo da resistência em flexão dos corpos de prova representa apenas uma estimativa aproximada.

3.3.3 - Ensaio de Flexão em corpos de prova entalhados

O objetivo principal deste ensaio foi levantar as curvas P- δ para corpos de prova entalhados, carregados em flexão à três pontos, para as argamassas plenas e reforçadas com os diferentes tipos de fibras nas proporções em questão (Figura 3.8).

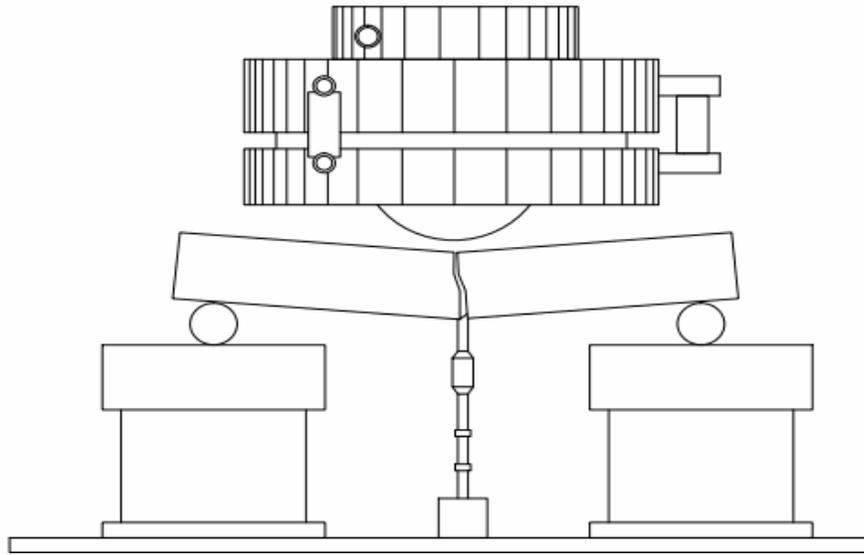


Figura 3.8 Representação esquemático do ensaio de flexão em corpos de prova entalhados

Conforme mencionado anteriormente, pode-se levantar, a partir dessas curvas, o limite de proporcionalidade bem como a capacidade portante representada pela carga última.

Dentro do regime linear elástico a tensão nominal σ_N na ponta do entalhe pode ser estimada a partir da equação (3.6), substituindo W por $W-a$, ou seja $W/2$. Deste modo, σ_N será dada por:

$$\sigma_N = \frac{6PL}{BW^2} \quad (3.7)$$

A presença do entalhe promove uma concentração de tensões em frente a sua ponta e, portanto, a tensão máxima reinante nessa região pode ser definida a partir da equação (3.8)

$$\sigma_{m\acute{a}x} = K_\sigma \sigma_N \quad (3.8)$$

onde K_σ representa o fator de concentração de tensões elásticas e σ_N a tensão nominal.

O ensaio de flexão em corpos de prova entalhados pode ser utilizado para a determinação da tenacidade à fratura das argamassas reforçadas. Tendo em vista o fato que esses compósitos devem exibir um comportamento não linear, essa determinação deve ser realizada através dos valores da integral J, referentes a eventos físicos específicos, tais como o início da fissuração e o alcance da carga última.

Deste modo, está proposta a realização de ensaios de flexão, em três pontos, fazendo uso de corpos de prova prismáticos contendo entalhes, de lados paralelos, situados na seção correspondente ao momento fletor máximo.

O raio de curvatura, ρ , na ponta desses entalhes deve ser suficientemente pequeno a fim de garantir a obtenção de valores autenticamente representativos da tenacidade, tendo em vista o fato que a partir de um certo valor mínimo de ρ , a tenacidade não mais varia, com a diminuição de ρ . Em virtude da natureza heterogênea das argamassas bem como do tamanho de seus constituintes, um valor realista do raio mínimo deve ser de ordem milimétrica. Assim sendo, propõe-se que os entalhes introduzidos nos corpos de prova sejam de raio de curvatura de no máximo 0,5 mm (FUJIYAMA, 1996). No presente trabalho, conforme mencionado anteriormente, optou-se por um raio de curvatura ainda menor.

Para a argamassa plena, serão aplicados os fundamentos da mecânica da fratura linear-elástica, calculando o valor crítico do fator de intensidade de tensões K_{Ic} a partir da expressão.

$$K_{Ic} = \frac{P}{BW^{1/2}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (3.9)$$

onde P é a carga na fratura, que num comportamento elástico é equivalente a carga máxima, e B, W e a são respectivamente, a espessura, altura do corpo de prova e a profundidade do entalhe. Segundo a Norma EGF P1-90, (1989), a função a/W pode ser matematicamente representado por :

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{3\left(\frac{a}{W}\right)^{1/2}}{2\left[1+2\left(\frac{a}{W}\right)\right]\left(1-\frac{a}{W}\right)^{3/2}} \frac{L}{W} \left\{1,99 - \left(\frac{a}{W}\right)\left(1-\frac{a}{W}\right)\left[2,15 - 3,93\left(\frac{a}{W}\right) + 2,7\left(\frac{a}{W}\right)^2\right]\right\} \quad (3.10)$$

Conforme mencionado acima, o comportamento inelástico dos compósitos (argamassa reforçada por fibras) requer a adoção dos conceitos da mecânica da fratura elastoplástica e mais especificamente neste trabalho o uso da integral J para a avaliação da tenacidade em questão.

A integral J correspondente a um dado ponto da curva de carregamento P- δ pode ser calculada como:

$$J = \frac{2U}{B(W-a)} \quad (3.11)$$

U na expressão 3.11, se refere a área sob a curva P- δ expressa por:

$$U = \int_0^{\delta} Pd\delta \quad (3.12)$$

O limite superior dessa integral pode corresponder a acontecimentos físicos específicos durante o carregamento dos corpos de prova. Para o início da fissuração, $\delta = \delta_i$ e $J = J_{ic}$, e ao atingir a carga máxima, $\delta = \delta_{m\acute{a}x}$ e $J = J_{m\acute{a}x}$.

3.4 ENSAIO DE IMPACTO

O ensaio de impacto têm o propósito de levantar a energia absorvida na fratura de amostras padronizadas. Optou-se pelo ensaio Izod através do uso de uma máquina de impacto modelo Pantech 3000 instalada no laboratório de metalografia e tratamentos térmicos da IFRJ. Os corpos de prova ensaiados eram prismáticos com as mesmas dimensões adotadas para os do ensaio de flexão. As amostras foram posicionados na máquina de impacto conforme mostrado na Figura 3.9 de modo que o ponto do impacto se situava a uma altura, em relação à base da máquina de 18 cm. Após o impacto seguido da fratura do corpo de prova, foi feita a leitura da energia absorvida indicada pelo amostrador. Foram ensaiados quatro corpos de prova para cada uma das condições microestruturais (argamassas plenas e reforçadas).

A energia absorvida no impacto foi normalizada pela área da seção dos corpos de prova, obtendo assim a energia por unidade de área.



Figura 3.9 Orientação do corpo de prova na máquina de impacto.

3.5 ANÁLISE FRACTOGRÁFICA

A análise dos compósitos foi realizada fazendo uso de microscopia eletrônica de varredura (MEV) modelo TM 3000, marca Hitachi de baixo vácuo, no laboratório de metalografia e tratamentos térmicos do Instituto Federal do Rio de Janeiro (IFRJ). As amostras foram retiradas a partir dos corpos de prova ensaiados tanto para as argamassas plenas quanto para as reforçadas. Para a obtenção das imagens foi usada detecção de elétrons retroespalhados gerados sob tensão de 15 kV. O principal objetivo dessa análise se refere à observação de imperfeições tais como poros, contigüidades entre as fibras e falta de aderência entre fibras e matriz. No que se refere a análise fractográfica foram cortados dos corpos de prova fraturados amostras em dimensões de 1,5 x 2 cm com o objetivo de visualizar a superfície de fratura no MEV.

4 RESULTADOS

4.1 – ENSAIOS DE COMPRESSÃO

De posse dos valores de carga e deformação levantados experimentalmente foram traçadas as curvas tensão-deformação que caracterizam o comportamento à compressão das argamassas plenas bem como as reforçadas pelos diferentes tipos de fibras, nas frações volumétricas definidas. Foram ensaiados quatro corpos de prova para cada um dos traços de argamassa envolvidos no trabalho. Exemplos típicos dessas curvas são apresentados nas Figuras 4.1 a 4.16. É importante frisar que as deformações axial e lateral apresentadas nas referidas figuras foram obtidas a partir do uso de extensômetros e que a deformação volumétrica representada nas mesmas foi calculada de acordo com a equação 3.1. Essas deformações axial, são apresentadas nos gráficos a seguir nas cores azul, vermelha e verde, respectivamente.

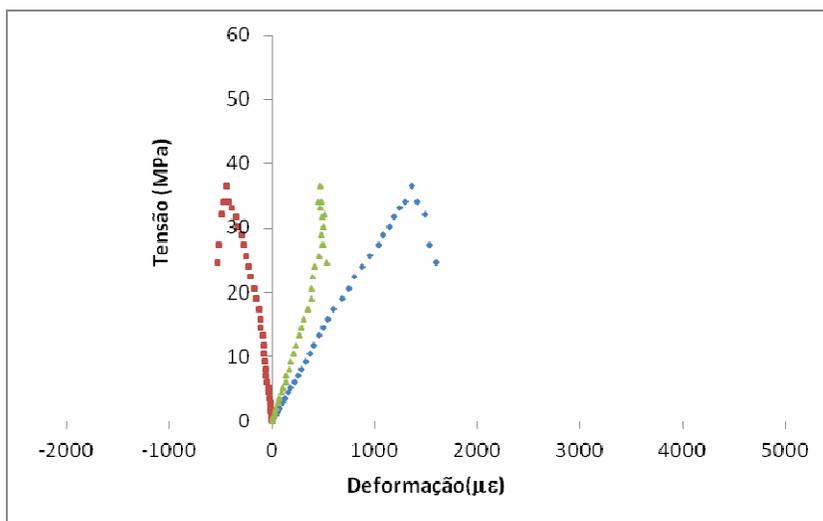


Figura 4.1 - Variação da tensão com a deformação para a argamassa P0.

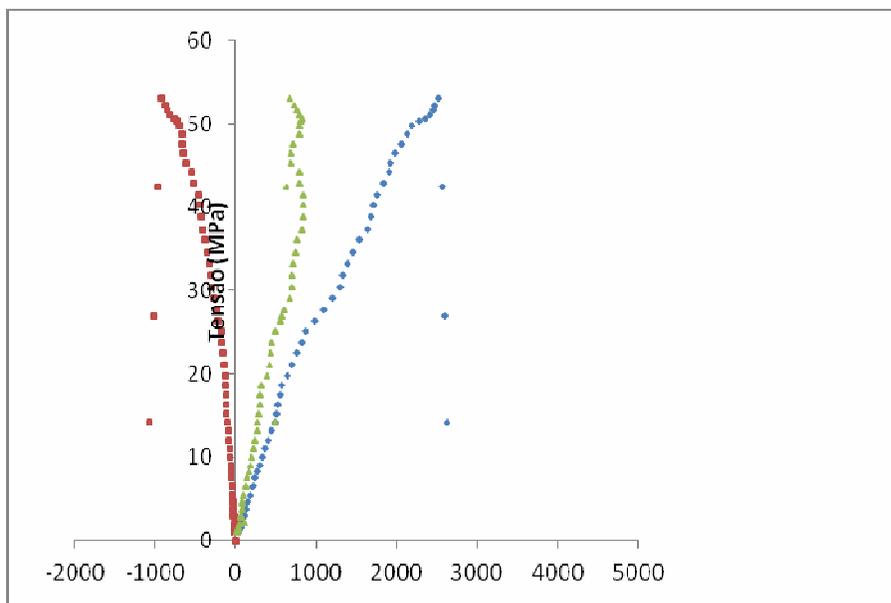


Figura 4.2 - Variação da tensão com a deformação para a argamassa PN7.

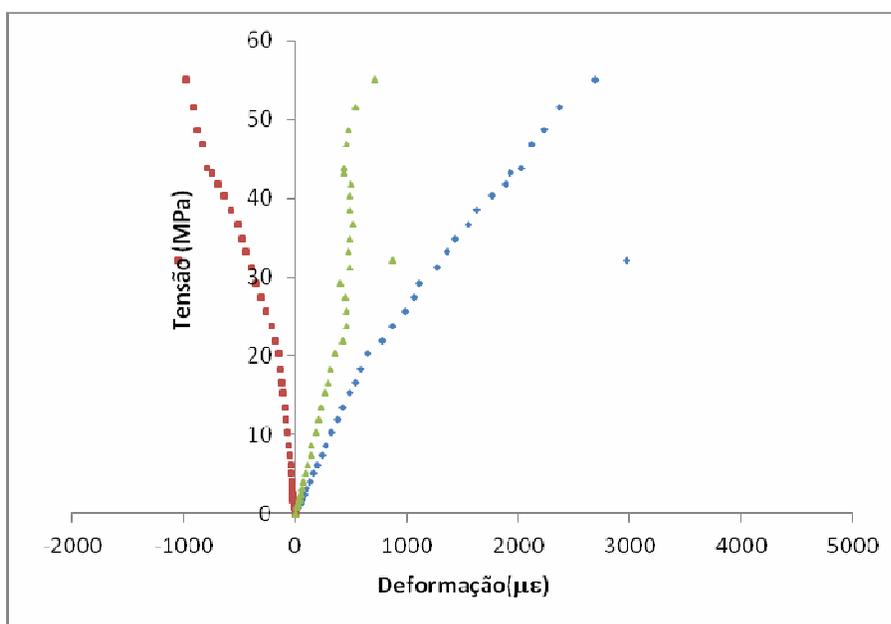


Figura 4.3 - Variação da tensão com a deformação para a argamassa PN14.

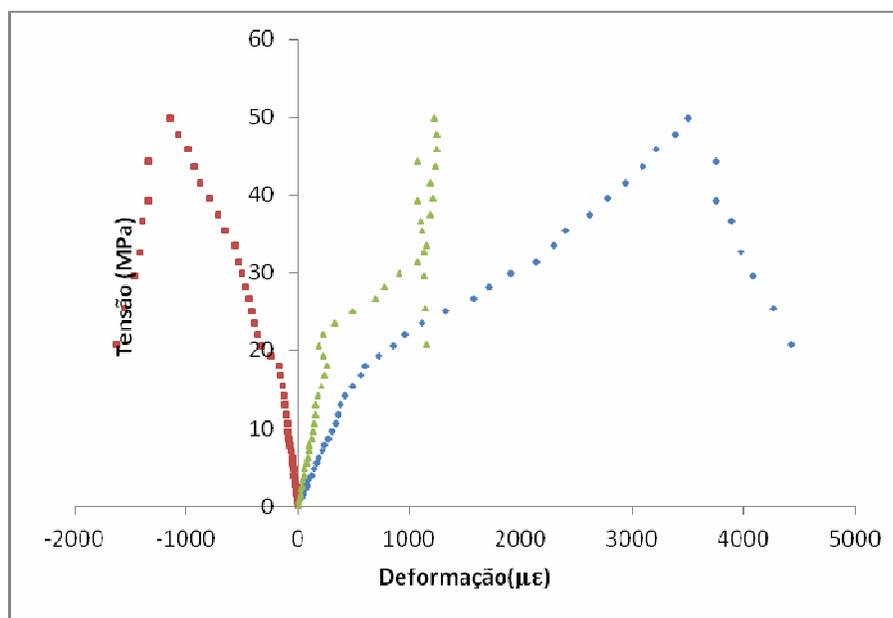


Figura 4.4 - Variação da tensão com a deformação para a argamassa PN20.

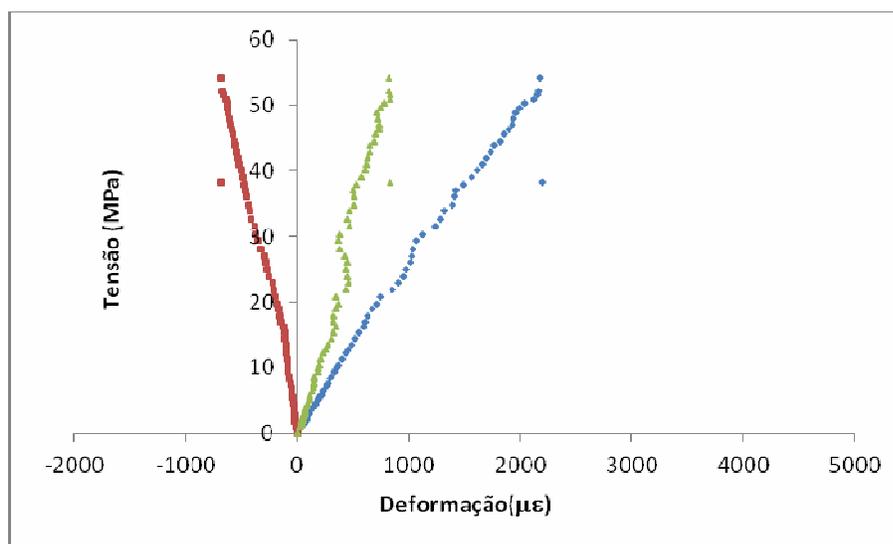


Figura 4.5 – Variação da tensão com a deformação para a argamassa PC7.

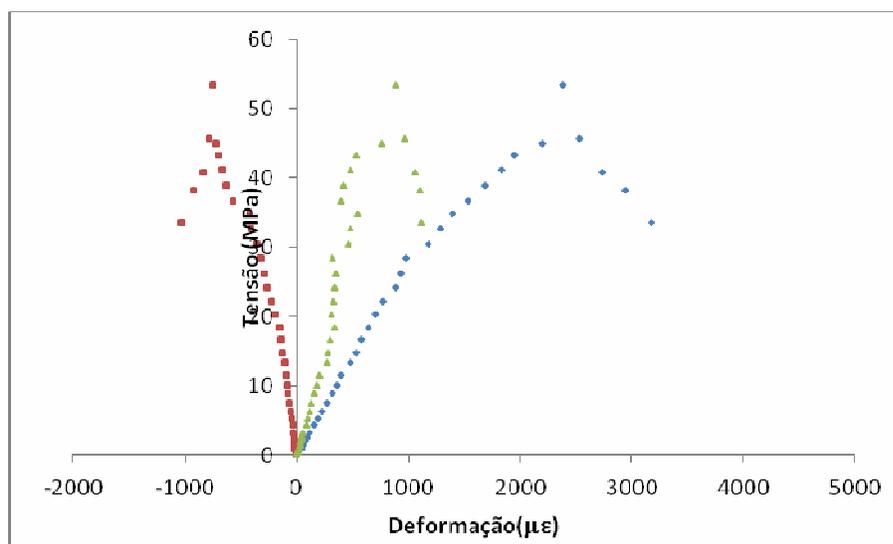


Figura 4.6 - Variação da tensão com a deformação para a argamassa PC14.

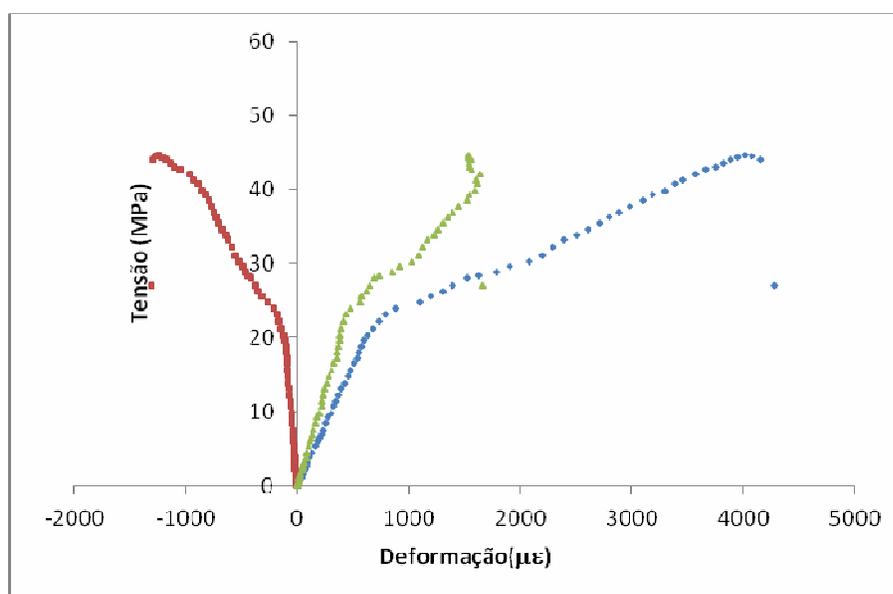


Figura 4.7 - Variação da tensão com a deformação para a argamassa PC20.

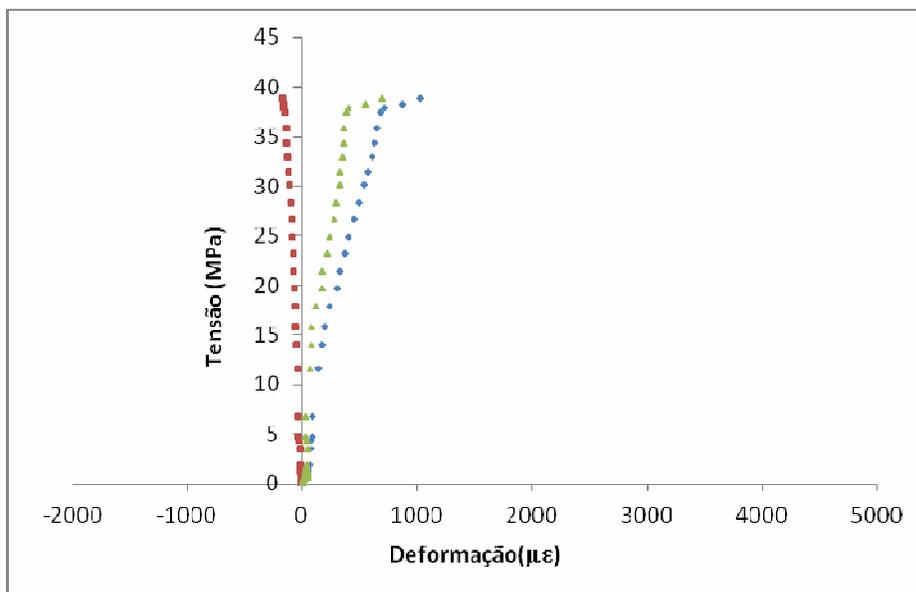


Figura 4.8 - Variação da tensão com a deformação para a argamassa PP7.

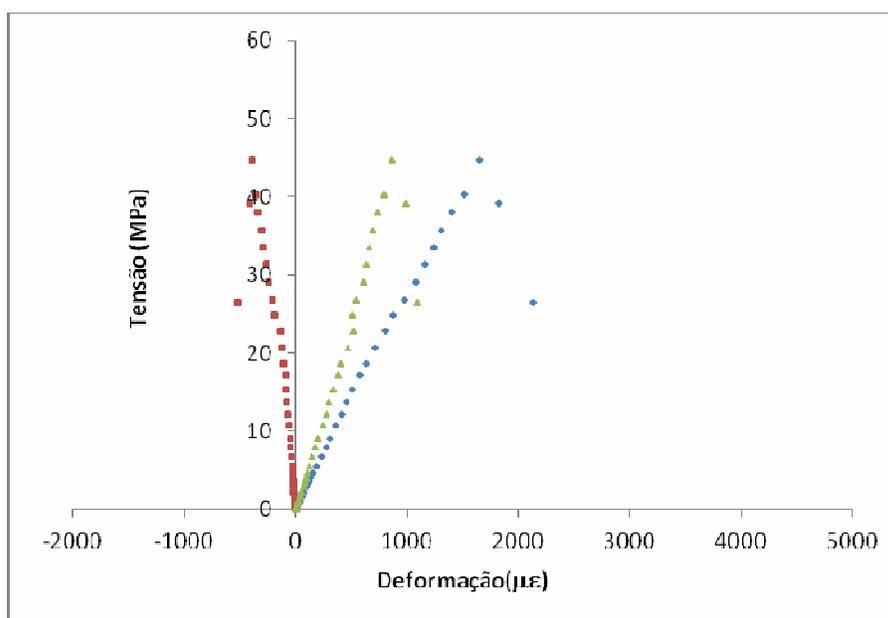


Figura 4.9 - Variação da tensão com a deformação para a argamassa A0.

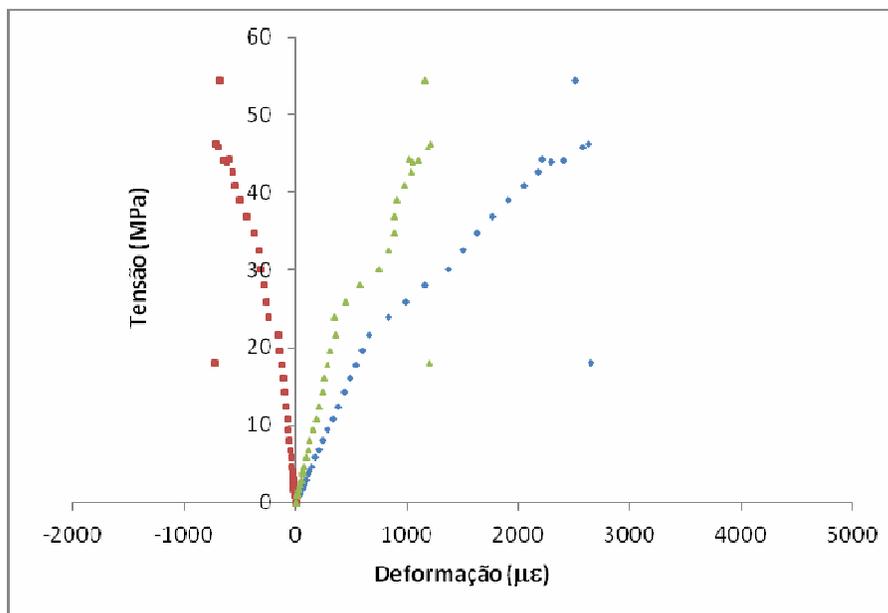


Figura 4.10- Variação da tensão com a deformação para a argamassa AN7.

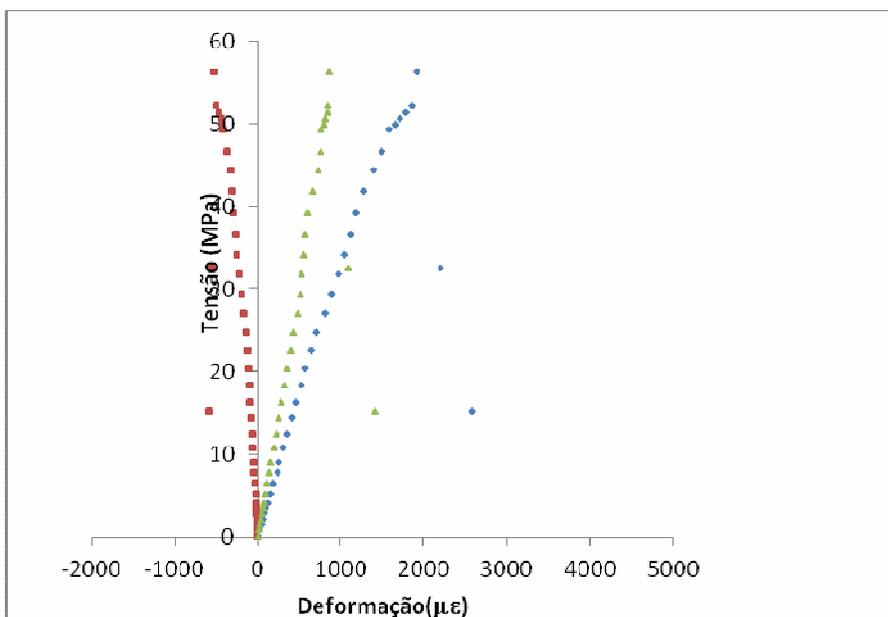


Figura 4.11 – Variação da tensão com a deformação para a argamassa AN14.

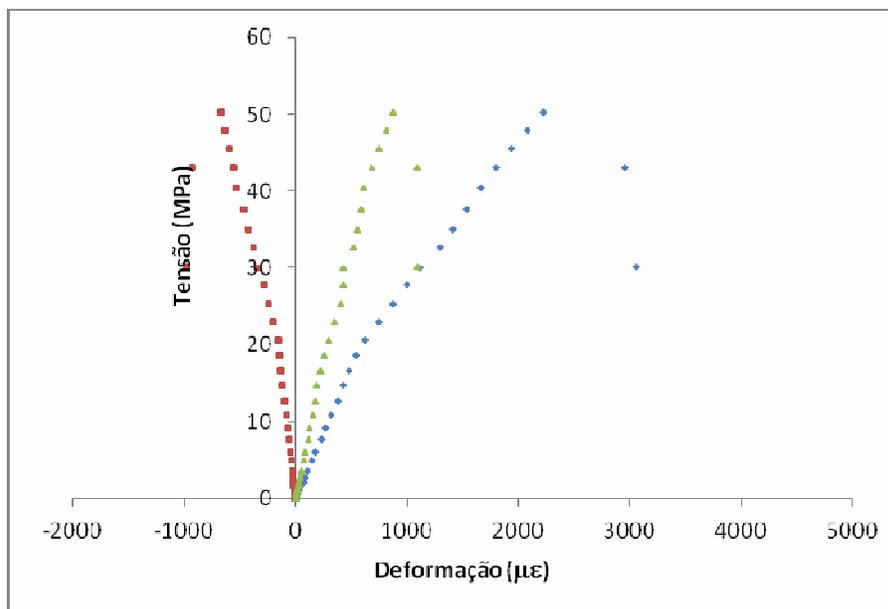


Figura 4.12 – Variação da tensão com a deformação para a argamassa AN20.

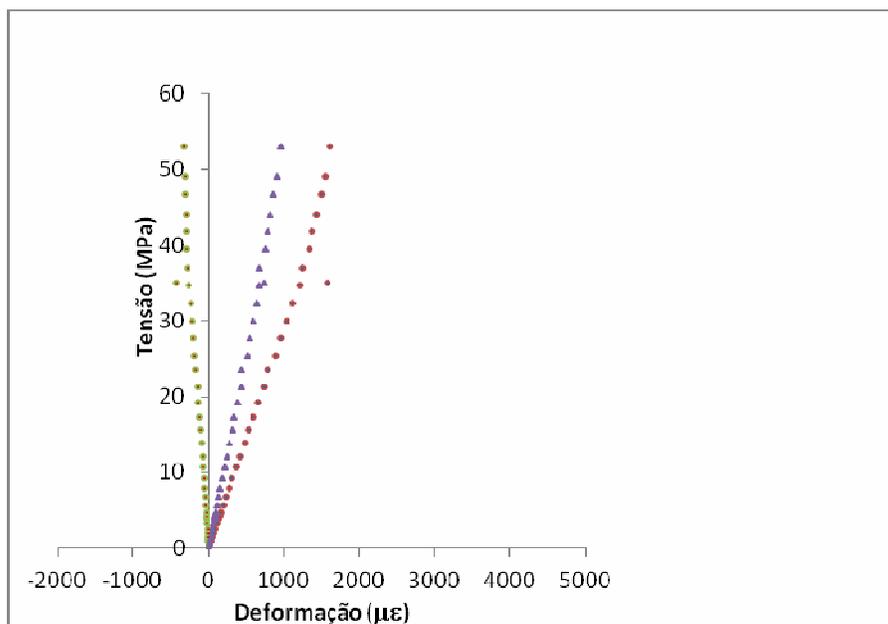


Figura 4.13 – Variação da tensão com a deformação para a argamassa AC7.

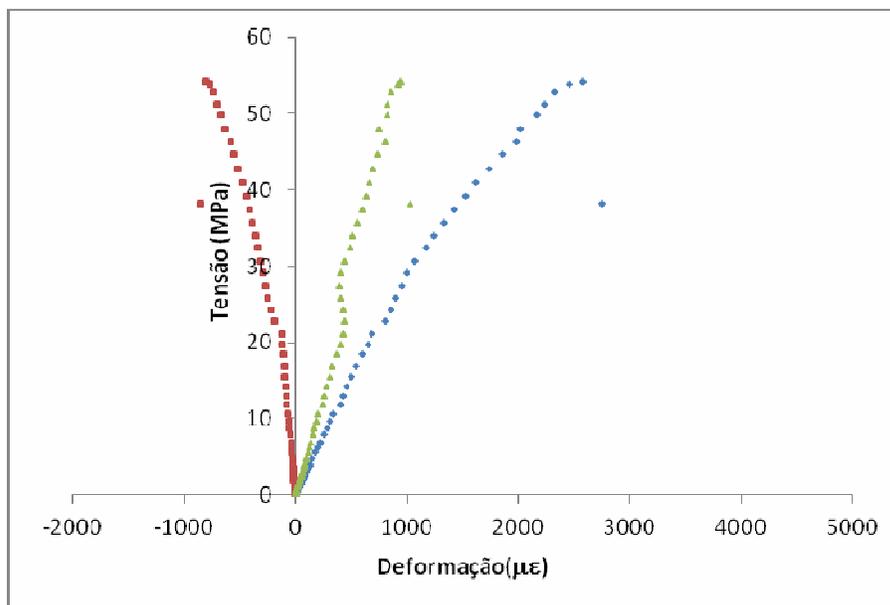


Figura 4.14 – Variação da tensão com a deformação para a argamassa AC14.

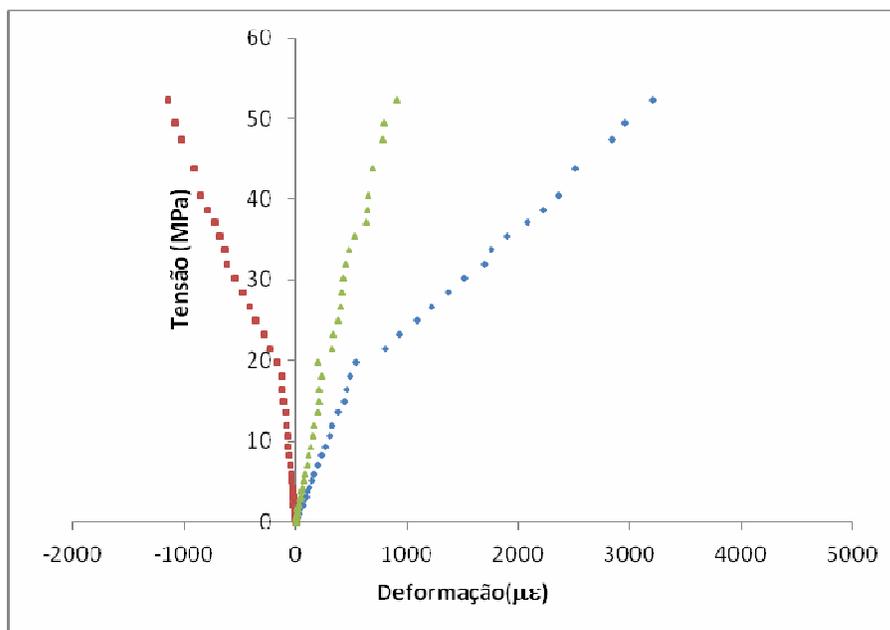


Figura 4.15 – Variação da tensão com a deformação para a argamassa AC20.

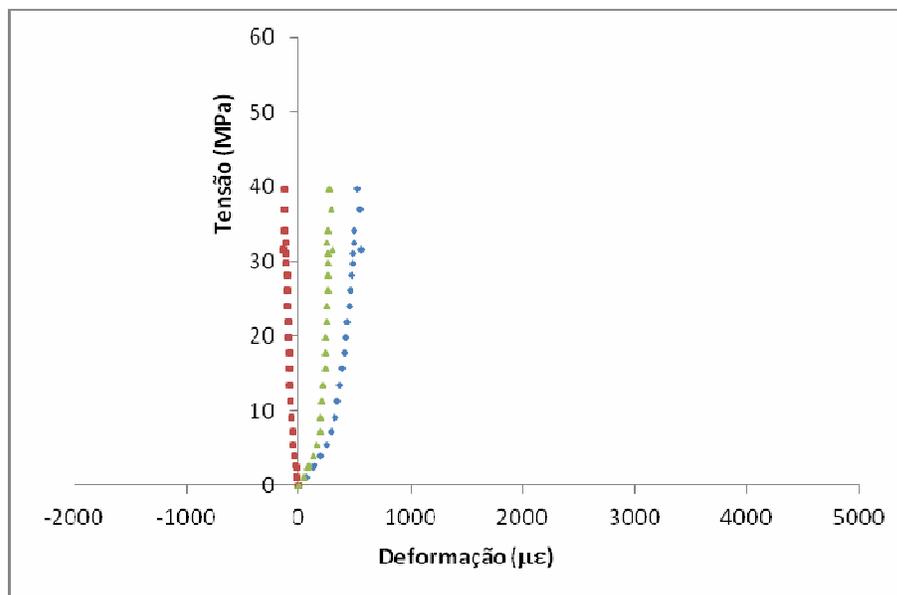


Figura 4.16 – Variação da tensão com a deformação para a argamassa AP7.

A Tabelas 4.1 e 4.2 apresentam os resultados médios dos ensaios de compressão em termos do limite de resistência à compressão (σ_c), módulo de elasticidade (E_c) e coeficiente de Poisson (ν) com seus respectivos desvios para as argamassas de cimento Portland e aluminoso, respectivamente. Os valores do módulo de elasticidade E_c apresentados nas referidas tabelas foram obtidos, dividindo a tensão axial pela deformação axial para cinco pontos pertencentes ao regime linear de carregamento. Procedimento semelhante foi adotado no cálculo do coeficiente de Poisson, dividindo-se a magnitude da deformação lateral pela da axial. O limite de resistência à compressão, por sua vez, foi calculado normalizando-se a carga máxima aplicada pela área da seção resistente do corpo de prova.

Tabela 4.1 – Valores do limite de resistência à compressão (σ_c), do módulo de elasticidade (E_c) e do coeficiente de Poisson (ν) com seus respectivos desvios- padrão para as argamassas de cimento Portland.

Argamassa	V_f (%)	σ_c (MPa)	E_c (GPa)	ν
P0	0	42,3±1,3	29,0±2,0	0,17±0,03
PN7	0,7	52,1±1,6	30,6±2,3	0,20±0,02
PN14	1,4	54,2±0,9	31,6±3,3	0,21±0,03
PN20	2,0	50,1±0,7	32,2±2,4	0,23±0,04
PC7	0,7	51,7±0,9	30,1±2,7	0,19±0,02
PC14	1,4	53,3±0,5	31,0±3,6	0,20±0,03
PC20	2,0	49,8±0,6	31,8±1,9	0,22±0,05
PP7	0,7	40,1±2,0	22,5±0,6	0,22±0,01

Tabela 4.2 – Valores do limite de resistência à compressão (σ_c), do módulo de elasticidade (E_c) e do coeficiente de Poisson (ν) para as argamassas de cimento aluminoso.

Argamassa	V_f (%)	σ_c (MPa)	E_c (GPa)	ν
A0	0	47,8±2,0	30,3±3,0	0,19±0,03
AN7	0,7	59,6±2,0	32,5±3,2	0,21±0,02
AN14	1,4	59,7±0,8	33,4±1,9	0,22±0,04
AN20	2,0	51,6±1,1	34,7±3,6	0,23±0,06
AC7	0,7	58,3±1,8	32,1±3,1	0,20±0,03
AC14	1,4	58,7±0,3	33,1±2,6	0,21±0,02
AC20	2,0	49,9±4,1	34,2±2,8	0,23±0,05
AP7	0,7	40,9±1,8	20,7±0,9	0,21±0,01

A partir das Tabelas 4.1 e 4.2 pode-se observar que a incorporação de fibras de aço nas argamassas de cimento promoveu um aumento da resistência à compressão. Entretanto, o aumento no teor de fibras para os dois tipos de aço, de 0,7% para 1,4%, contribuiu muito pouco para o aumento da resistência à compressão no caso da matriz de argamassa de cimento Portland. Para a argamassa de cimento aluminoso o aumento em σ_c , é considerado insignificante. Conforme mostrado nas Tabelas 4.1 e 4.2, a elevação de V_f para 2% levou a uma queda na resistência à compressão para ambos os tipos de argamassas.

Também pode-se observar que, para as argamassas reforçadas com fibras poliméricas, houve diminuição da resistência à compressão tanto nas de matriz de cimento Portland como nas de matriz aluminosa, quando comparados com as mesmas sem reforço.

Outra observação pertinente aos valores de σ_c listados nas Tabelas 4.1 e 4.2 se refere ao fato que, para o mesmo tipo de fibra de aço e para a mesma fração volumétrica, a resistência à compressão é invariavelmente superior para compósitos à base de matriz de argamassa de cimento aluminoso em comparação aos de matriz de cimento Portland. Por outro lado a incorporação de fibras poliméricas resultou numa diminuição da resistência à compressão de modo mais proeminente para ambas as argamassas de cimento. Mais especificamente, a referida diminuição se situava em 14,4% para a argamassa de cimento aluminoso e 5,2% para a de cimento Portland.

Com relação ao módulo de elasticidade, observa-se que o mesmo aumenta ligeiramente com o aumento da fração volumétrica de fibras de aço incorporadas a ambas as matrizes. Por outro lado, a incorporação das fibras poliméricas resultou

numa diminuição considerável do módulo de elasticidade também para ambas as matrizes.

Finalmente, as Tabelas 4.1 e 4.2 indicam que a presença de fibras nas argamassas em questão foi sempre associada a um aumento na razão de Poisson. O aumento observado, para o caso da argamassa de cimento aluminoso reforçada pelas fibras de polipropileno situava-se em torno de 11%.

A variação da resistência à compressão, do módulo de elasticidade e da razão de Poisson com a fração volumétrica de fibras está apresentada nas Figuras 4.17 a 4.19 e 4.20 a 4.22 para as argamassas de cimento Portland e aluminoso, respectivamente. Também, observou-se de acordo com as Tabelas 4.1 e 4.2 que o teor de 0,7% é o mais interessante a ser utilizado do ponto de vista de custo-benefício. A incorporação deste teor promove um aumento da resistência à compressão para argamassas de cimento Portland reforçadas por fibras de aço inoxidável e ao carbono, respectivamente, de 23 e 22% e para as argamassas de matriz de cimento aluminoso, os aumentos encontrados foram de 25 e 22%.

Os valores do módulo de elasticidade das argamassas de matriz de cimento Portland reforçadas por fibras de aço inoxidável e ao carbono foram incrementados em, respectivamente, 6 e 4% e as de matriz de cimento aluminoso, os aumentos foram da ordem de 7 e 6%. O coeficiente de Poisson, por sua vez, apresentou incrementos da ordem de 18 e 12% nas argamassas de cimento Portland e de 11% e 5% nas argamassas de cimento aluminoso, respectivamente.

A seguir, nas Figuras 4.17 a 4.22, são apresentadas as variações dos valores médios da resistência à compressão, do módulo de elasticidade e do coeficiente de Poisson com V_f para as argamassas de cimento Portland e cimento aluminoso, reforçadas por fibras de aço inox e ao carbono. Os pontos experimentais foram ajustados por uma linha de tendência, indicando nas figuras os respectivos coeficientes de correlação. Os desvios envolvidos nos valores médios apresentados nessas figuras se encontram nas tabelas 4.1 e 4.2.

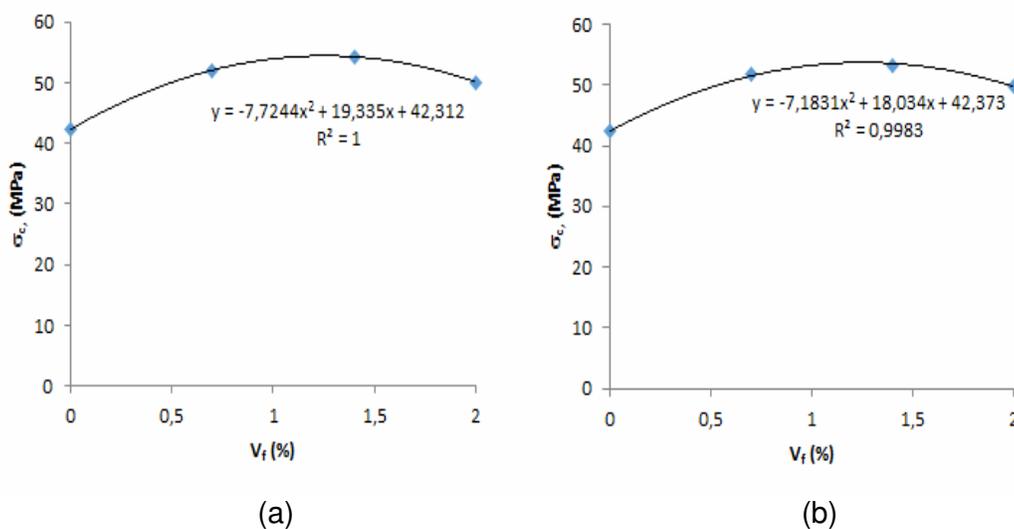


Figura 4.17 – Curvas da variação dos valores médios de σ_c com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland.

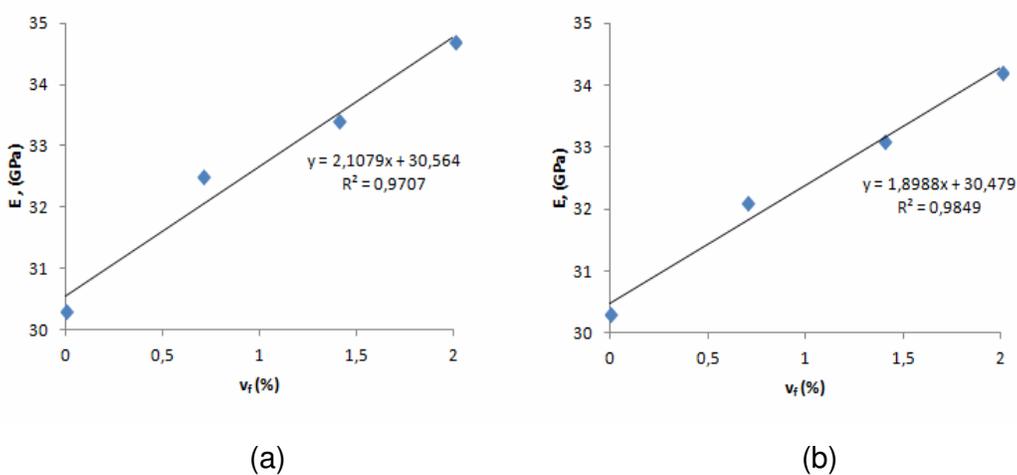


Figura 4.18 – Curvas da variação dos valores médios de E_c com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland.

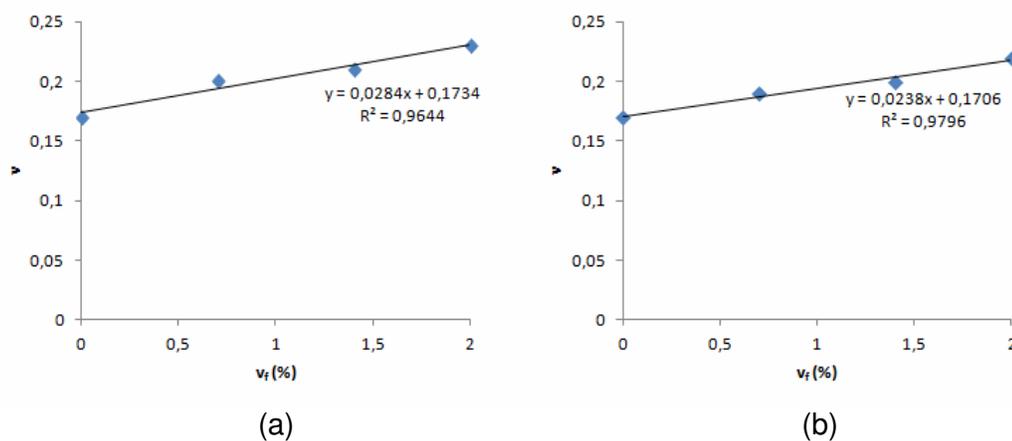


Figura 4.19 – Curvas da variação dos valores médios de v_c com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland.

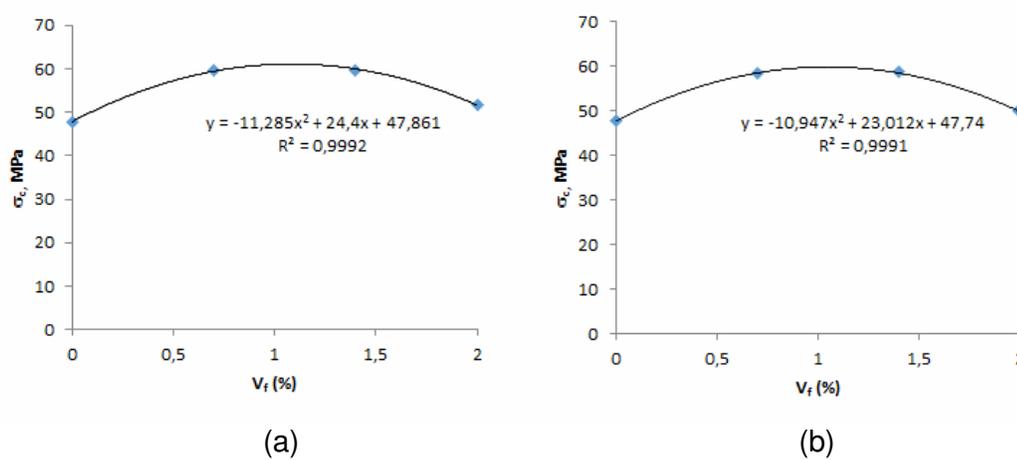


Figura 4.20 – Curvas da variação dos valores médios de σ_c com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento aluminoso.

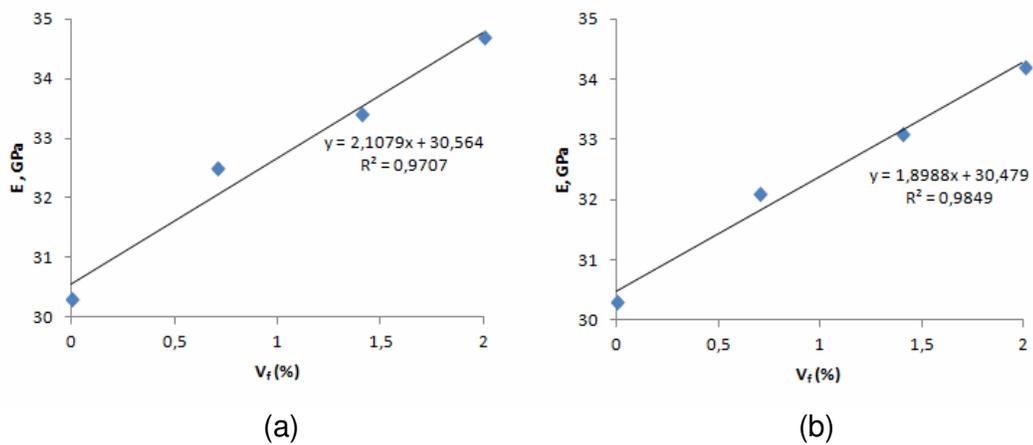


Figura 4.21 – Curvas da variação dos valores médios de E_c com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento aluminoso.

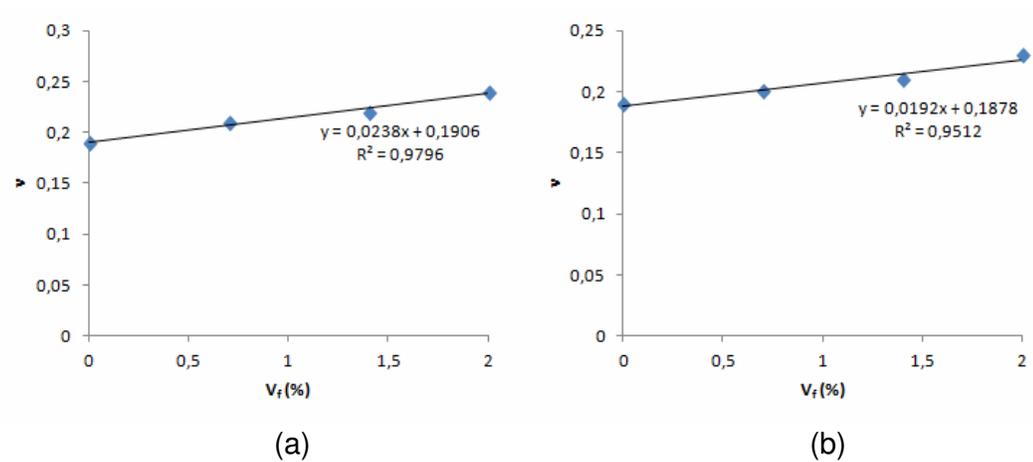


Figura 4.22 – Curvas da variação dos valores médios de ν_c com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento aluminoso.

4.2 - ENSAIOS DE FLEXÃO EM ARGAMASSAS NÃO ENTALHADAS

Exemplos típicos das curvas de carga-deflexão para as argamassas sem reforço e para as reforçadas por fibras são apresentadas nas Figuras 4.23 a 4.38.

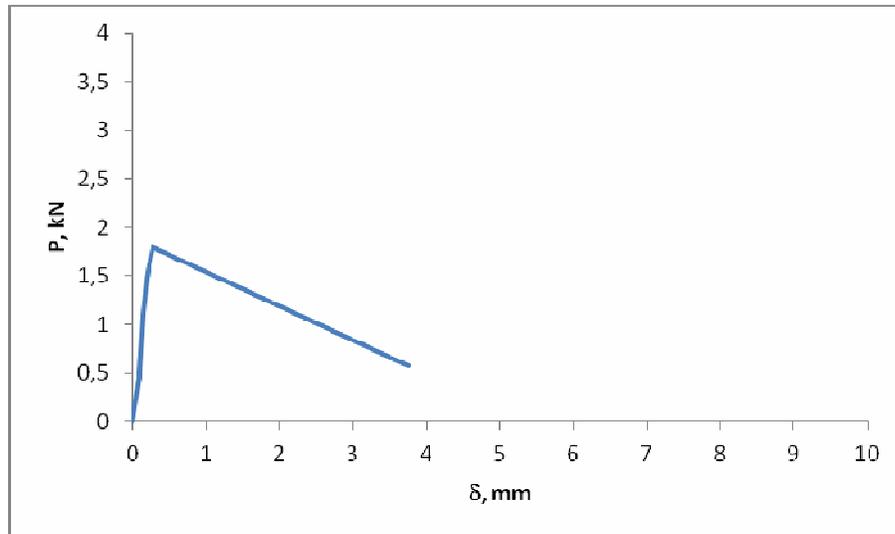


Figura 4.23 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa P0.

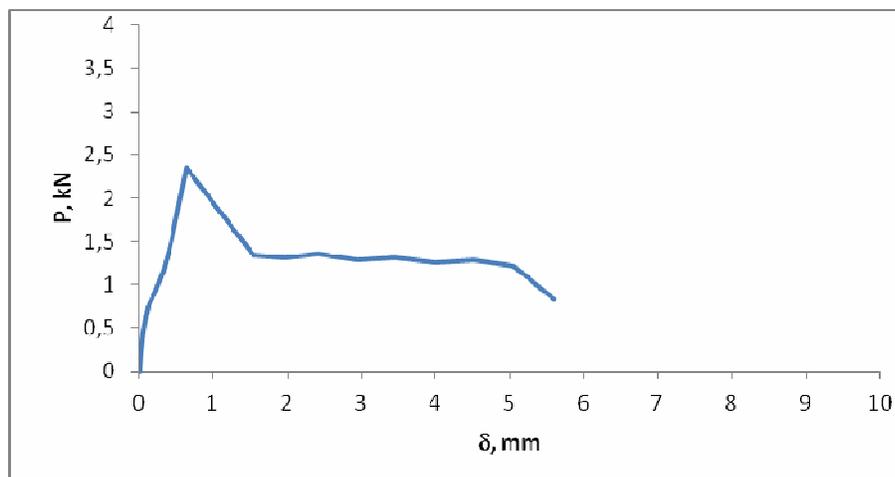


Figura 4.24 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PN7

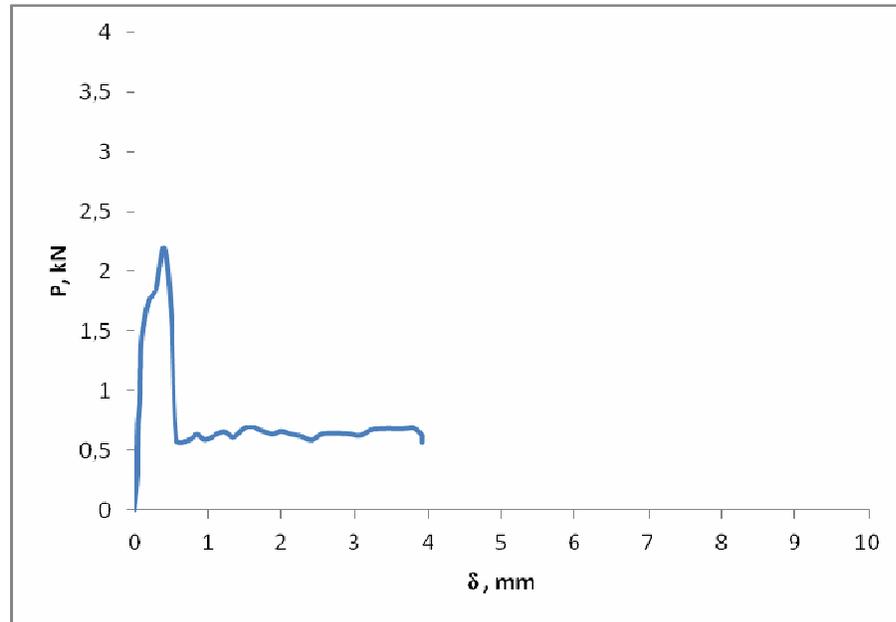


Figura 4.25 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PC7.

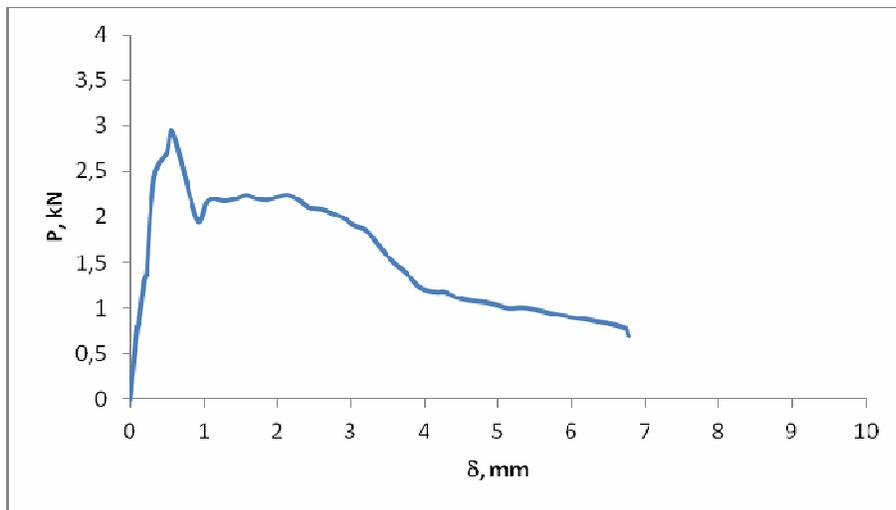


Figura 4.26 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PN14.

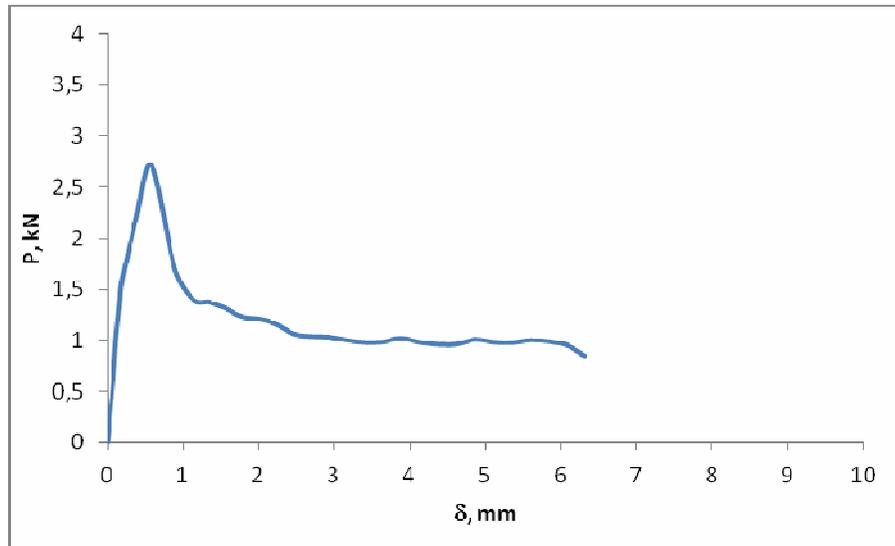


Figura 4.27 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PC14.

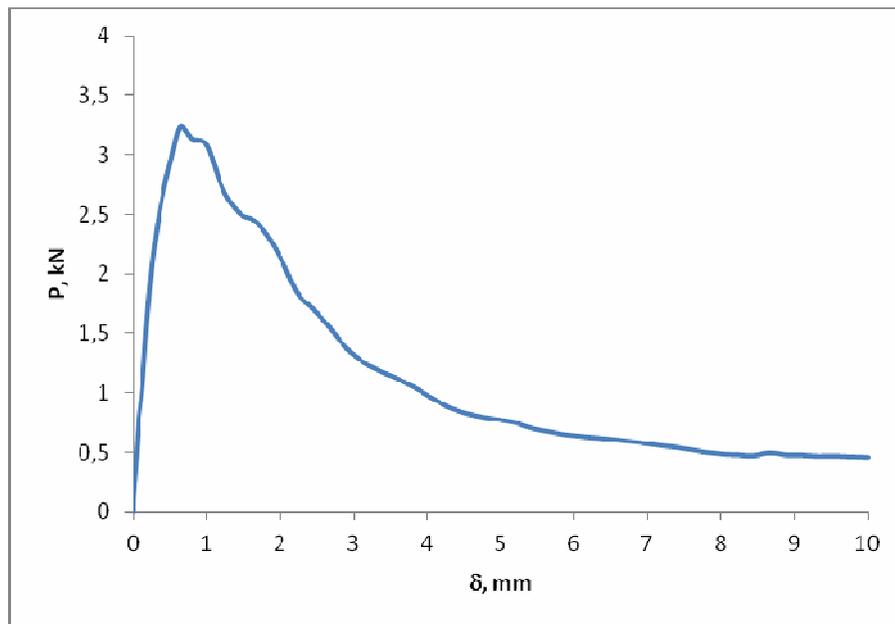


Figura 4.28 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PN20.

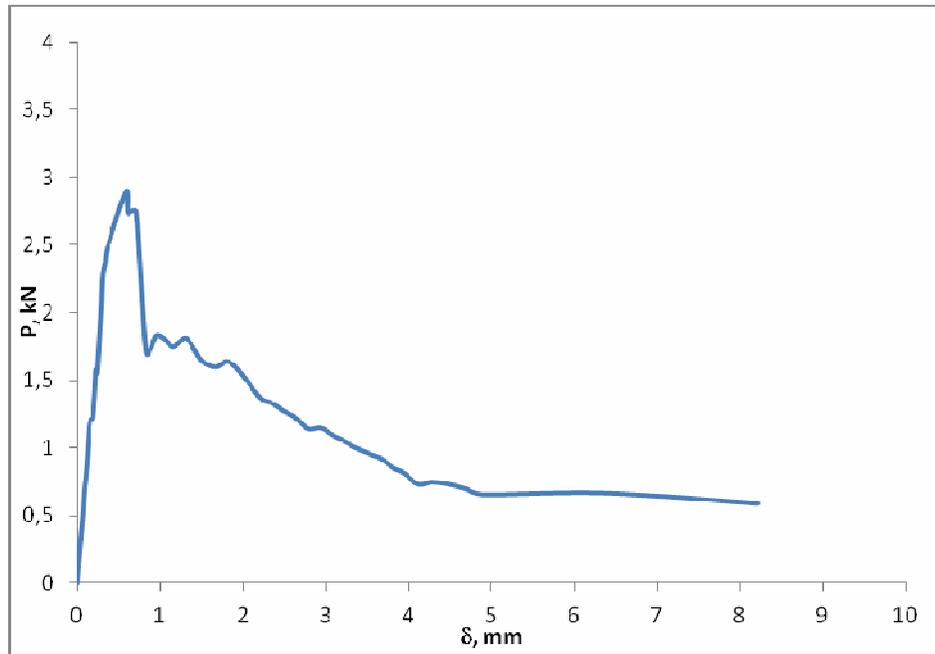


Figura 4.29 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PC20.

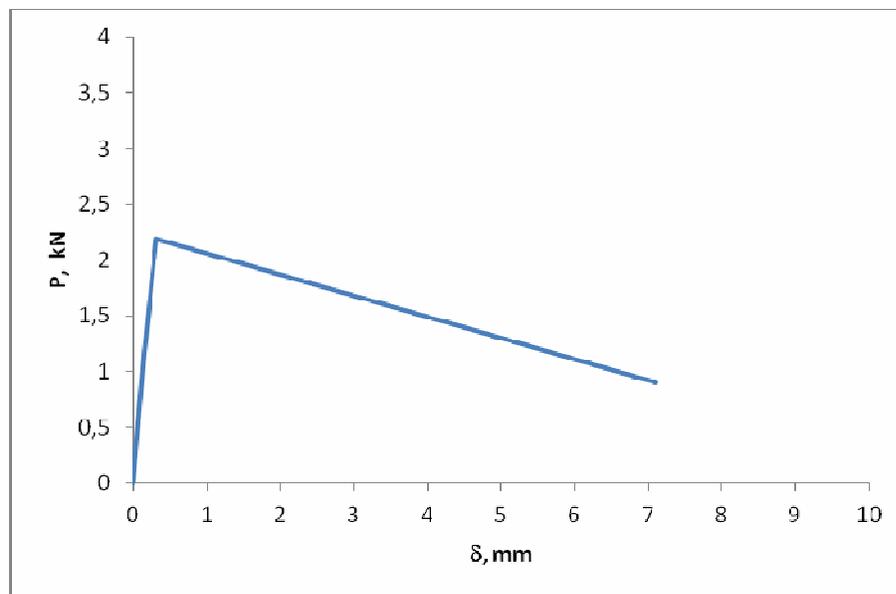


Figura 4.30 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa A0.

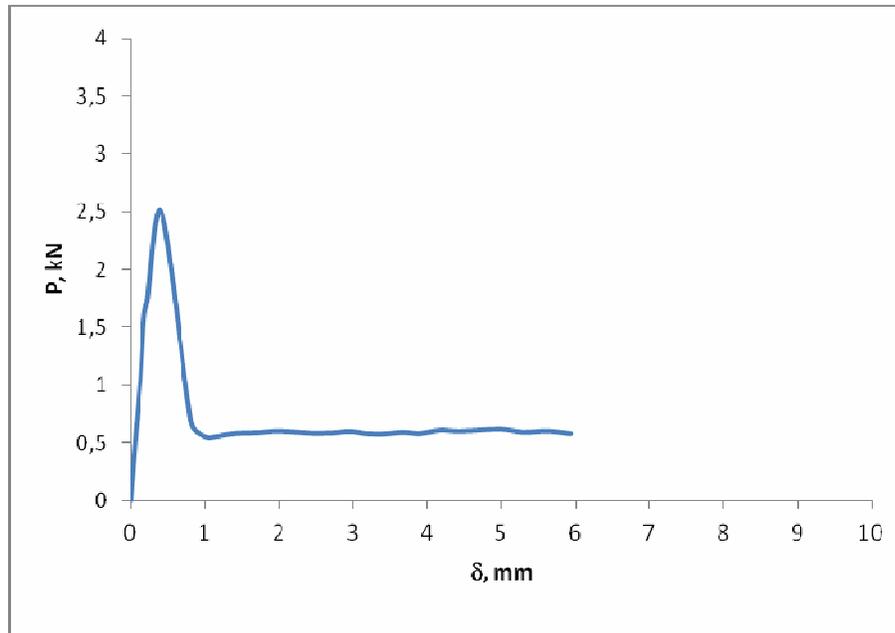


Figura 4.31 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AN7.

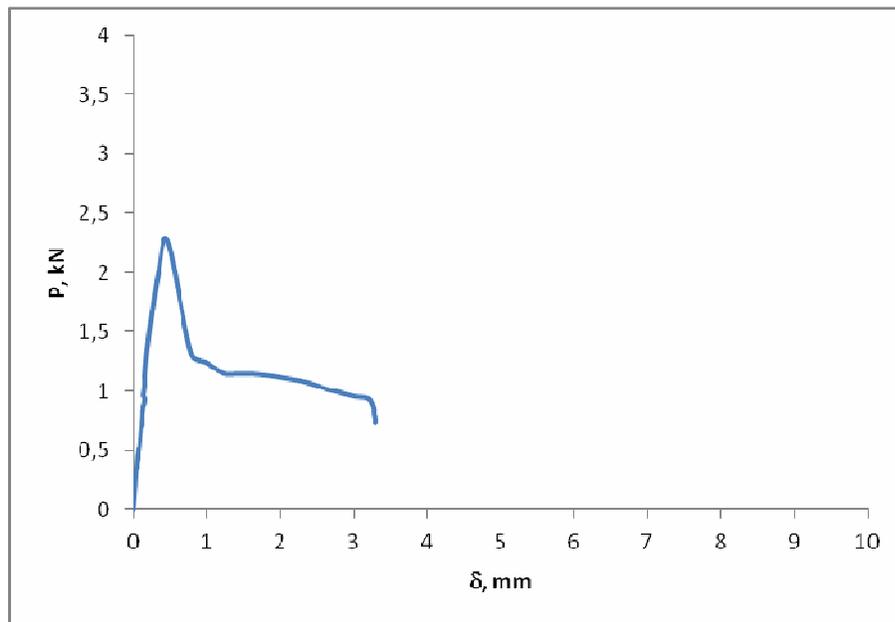


Figura 4.32 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AC7.

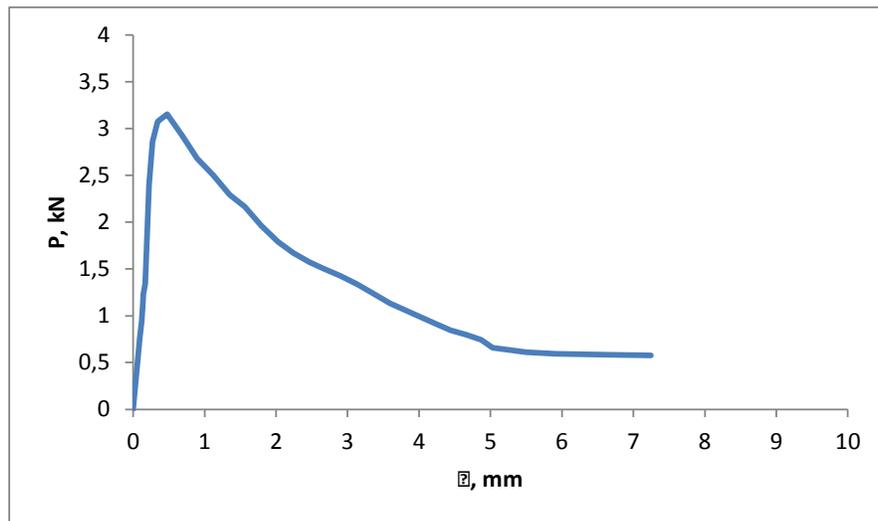


Figura 4.33 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AN14.

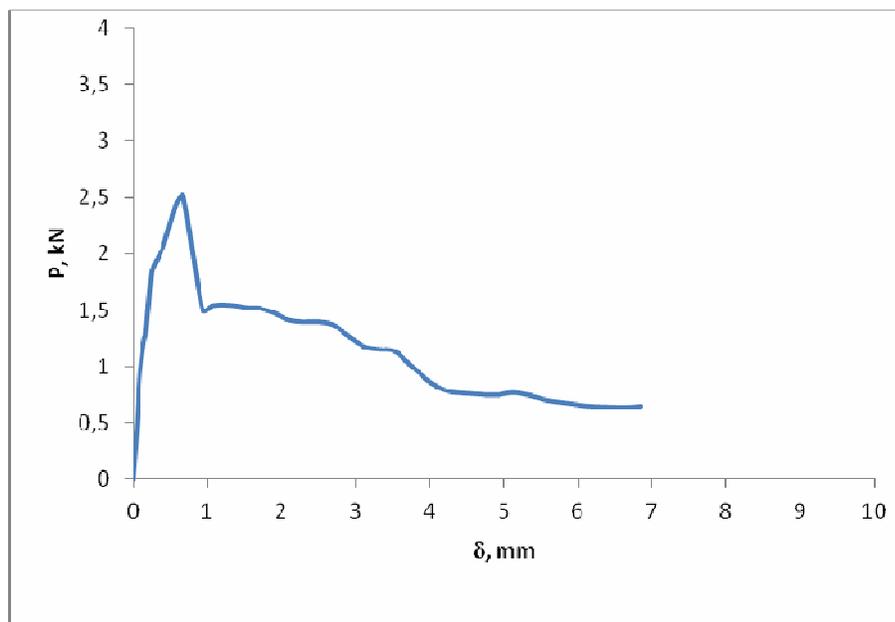


Figura 4.34 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AC14.

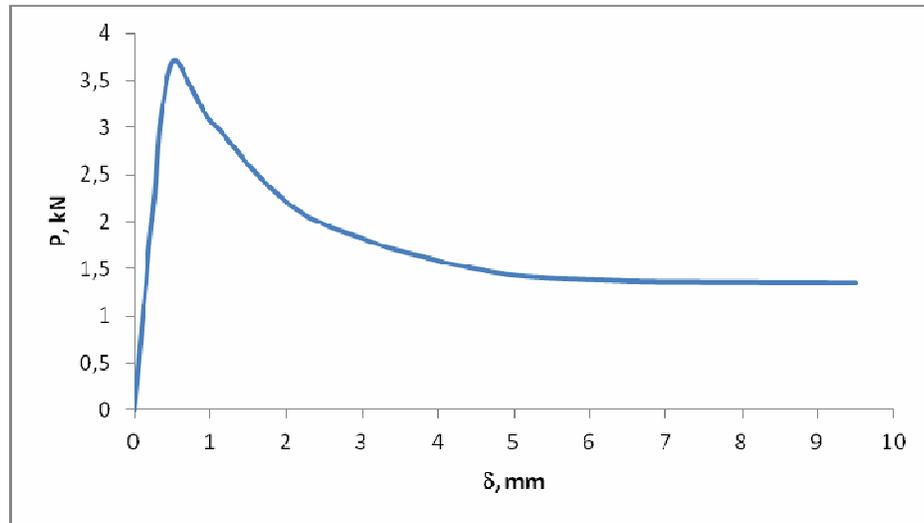


Figura 4.35 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AN20.

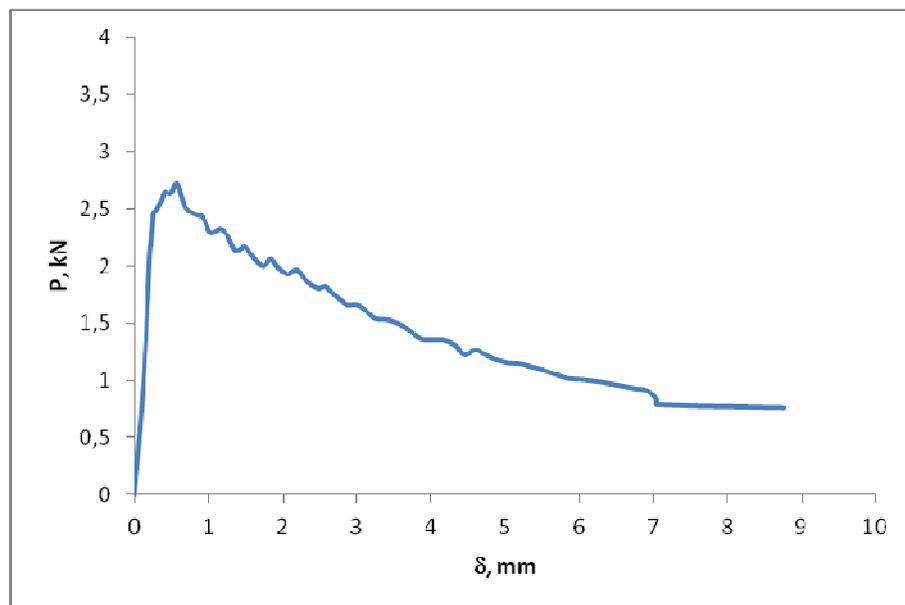


Figura 4.36 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AC20.

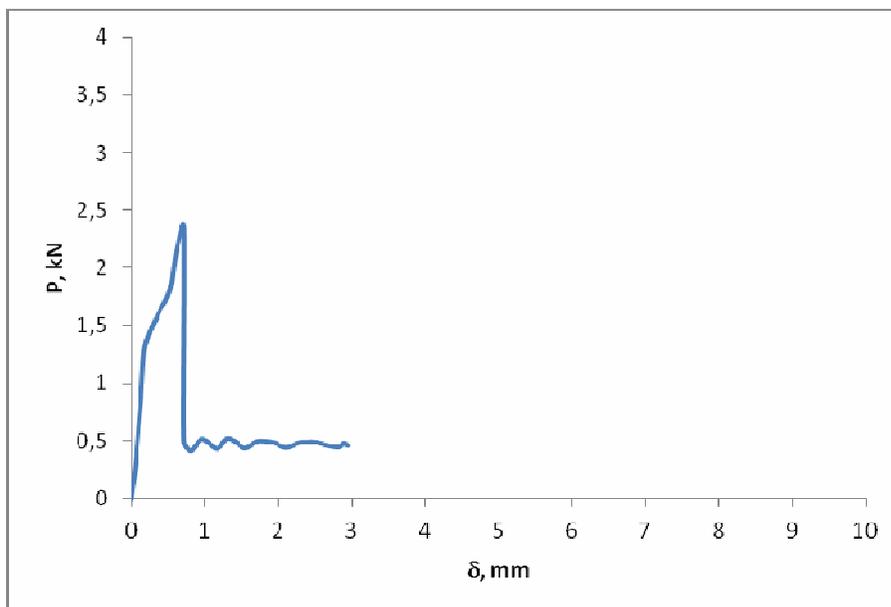


Figura 4.37 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AP7.

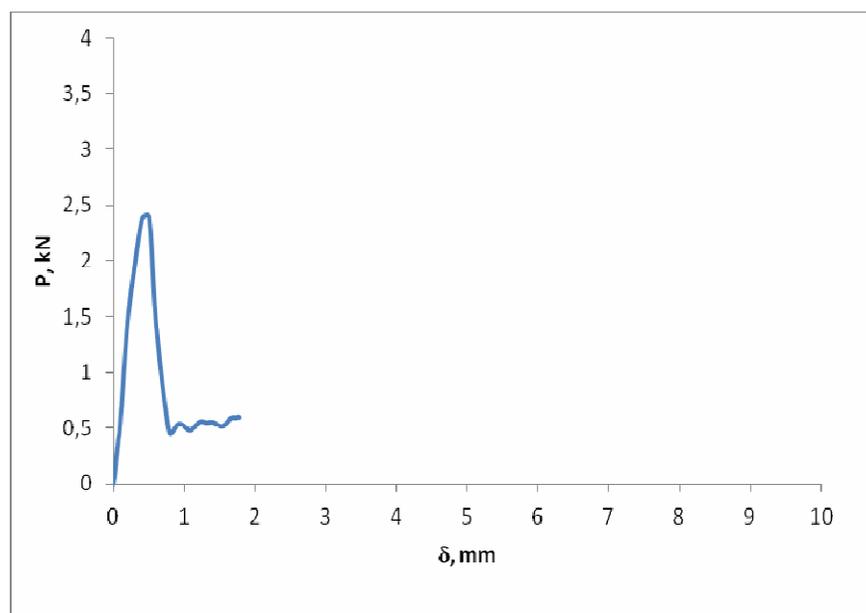


Figura 4.38 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PP7.

Nas Tabelas 4.3 e 4.4 apresentam-se os valores médios da capacidade portante, $P_{m\acute{a}x}$, da deflexão correspondente $\delta_{m\acute{a}x}$, da energia integrada até a carga máxima, $U_{m\acute{a}x}$ e da tensão última σ_u , para as argamassas em questão. A energia

$U_{m\acute{a}x}$, foi determinada integrando-se a área sob a curva $P-\delta$ desde o início do carregamento até a deflexão $\delta_{m\acute{a}x}$.

Para a obtenção de uma estimativa da tensão última σ_u , utilizou-se a Equação 3.6, substituindo-se P pela carga máxima atingida no ensaio.

Tabela 4.3 - Resultados médios dos ensaios de flexão em três pontos com seus respectivos desvios-padrão em argamassas de cimento Portland não entalhadas.

Argamassa	V_f (%)	$P_{m\acute{a}x}$ (kN)	σ_u (MPa)	$U_{m\acute{a}x}$ (N.mm)	$\delta_{m\acute{a}x}$ (mm)
P0	0	2,19±0,30	7,4±1,0	264,4±29,9	0,45±0,05
PN7	0,7	2,63±0,26	8,7±1,5	822,4±59,6	0,54±0,07
PN14	1,4	2,83±0,37	9,3±1,3	912,6±93,3	0,63±0,09
PN20	2,0	3,06±0,52	10,3±1,7	1210,9±92,8	0,67±0,14
PC7	0,7	2,48±0,34	8,3±1,1	600,3±42,5	0,49±0,06
PC14	1,4	2,68±0,38	8,9±1,2	970,3±106,9	0,58±0,08
PC20	2,0	2,80±0,19	9,3±0,6	1147,5±133,7	0,62±0,10
PP7	0,7	2,65±0,15	8,8±0,5	793,7±85,9	0,49±0,05

Tabela 4.4 - Resultados médios dos ensaios de flexão a três pontos com seus respectivos desvios-padrão em argamassas de cimento aluminoso não entalhadas.

Argamassa	V_f (%)	$P_{m\acute{a}x}$ (kN)	σ_u (MPa)	$U_{m\acute{a}x}$ (N.mm)	$\delta_{m\acute{a}x}$ (mm)
A0	0	2,29±0,98	7,5±0,3	341,1±23,9	0,32±0,03
AN7	0,7	2,69±0,19	8,8±0,5	741,6±79,4	0,50±0,05
AN14	1,4	2,94±0,28	9,5±0,6	1061,6±113,4	0,59±0,08
AN20	2,0	3,33±0,45	10,8±1,5	1334,1±103,6	0,63±0,11
AC7	0,7	2,53±0,38	8,3±1,5	659,9±32,8	0,41±0,04
AC14	1,4	2,72±0,37	8,9±0,7	1039,3±97,9	0,50±0,07
AC20	2,0	2,81±0,26	9,5±0,8	1200,3±96,0	0,54±0,09
AP7	0,7	2,71±0,43	8,8±1,1	436,9±73,4	0,36±0,05

É importante apontar ao fato que, os resultados apresentados nas tabelas acima levam em consideração a eventual variação nas dimensões dos corpos de prova (largura e espessura) acarretada pela fabricação e preparação dos mesmos.

A partir das Tabelas 4.3 e 4.4, observa-se que a energia $U_{m\acute{a}x}$ aumenta com o aumento da fração volumétrica de fibras de aço sendo esse aumento mais significativo para as argamassas de cimento Portland. A incorporação de fibras poliméricas, por sua vez, promove efeito inverso ao das fibras de aço, diminuindo a energia absorvida pelo compósito para ambas as matrizes. Comportamento semelhante pode ser observado para a magnitude da deflexão na carga máxima,

$\delta_{\text{máx}}$, onde o aumento da fração volumétrica de fibras de aço promoveu aumentos em $\delta_{\text{máx}}$, enquanto que a adição de fibras poliméricas resulta em um efeito inverso.

No que se refere ao nível de tensão última σ_u , as tabelas acima mencionadas indicam que o mesmo aumentou com o aumento da fração volumétrica de fibras de aço atingindo seu valor máximo para 2% em volume de fibras. Um aumento de σ_u também pode ser constatado quando da incorporação de fibras de polipropileno na fração volumétrica de 0,7%.

É importante mencionar que o uso da Equação 3.6 para estimar a tensão última σ_u é válido para comportamento linear-elástico dos corpos de prova de flexão, condição esta considerada satisfeita para as argamassas plenas. Assim sendo, os valores de σ_u obtidos a partir da referida equação representam uma mera estimativa no caso das argamassas reforçadas pelas diferentes fibras cujas curvas de carregamento apresentam um desvio de linearidade antes de atingir a carga máxima.

A variação da deflexão $\delta_{\text{máx}}$, da energia integrada, $U_{\text{máx}}$ e da tensão última σ_u com a fração volumétrica V_f está apresentada nas Figuras 4.39 a 4.44 para as argamassas de cimento Portland e aluminoso. Realizou-se um ajuste nos pontos experimentais através da determinação das linhas de tendência com seus respectivos coeficientes de correlação, conforme mostrado em cada uma dessas figuras.

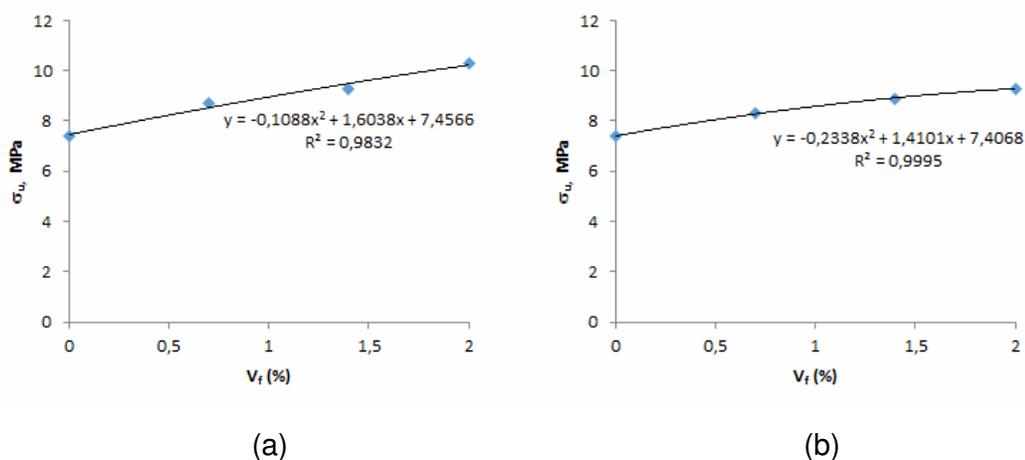


Figura 4.39 – Variação dos valores médios da resistência à flexão, σ_u , com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono para a argamassa de cimento Portland.

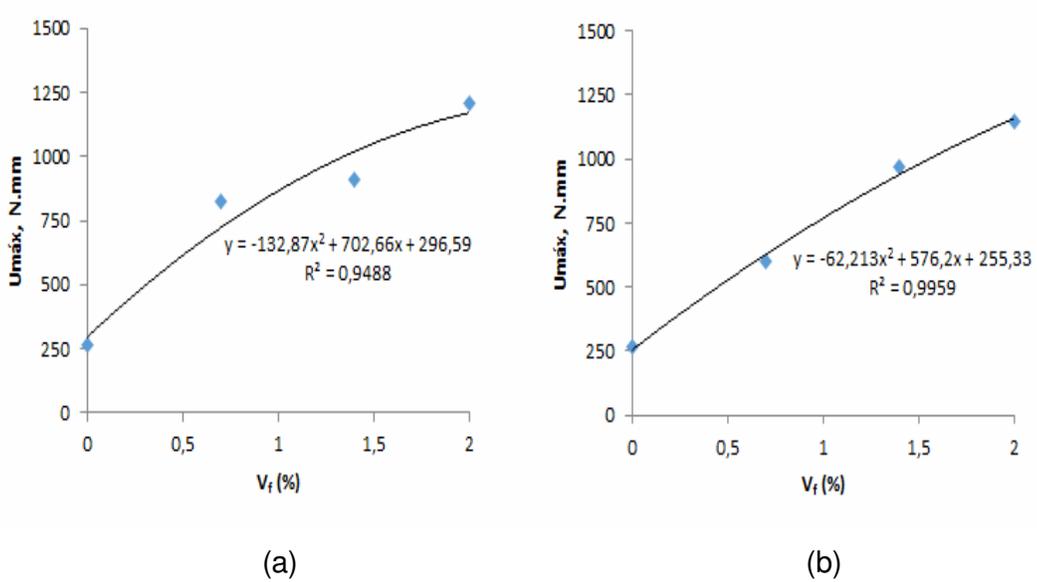


Figura 4.40 – Variação dos valores médios da energia absorvida com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland.

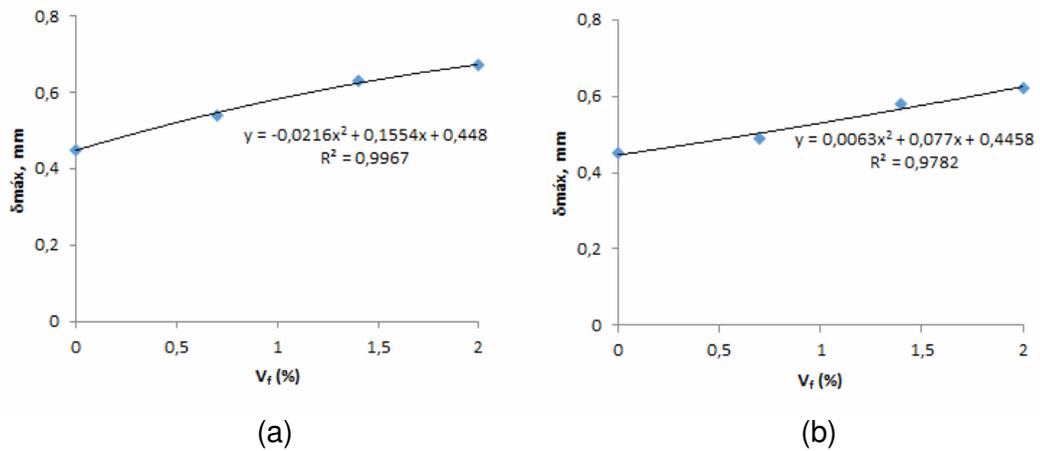


Figura 4.41 – Variação dos valores médios da deflexão com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono para a argamassa de cimento Portland.

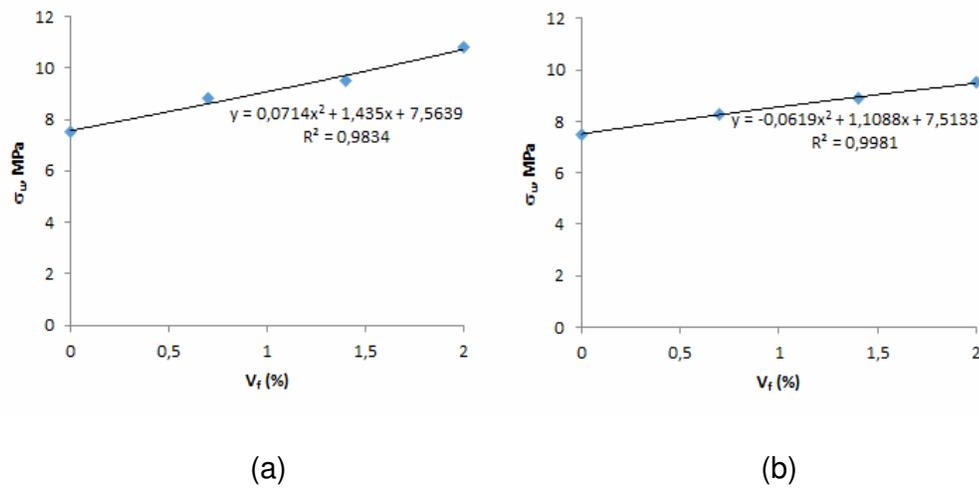


Figura 4.42 – Variação dos valores médios da resistência à flexão com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento aluminoso.

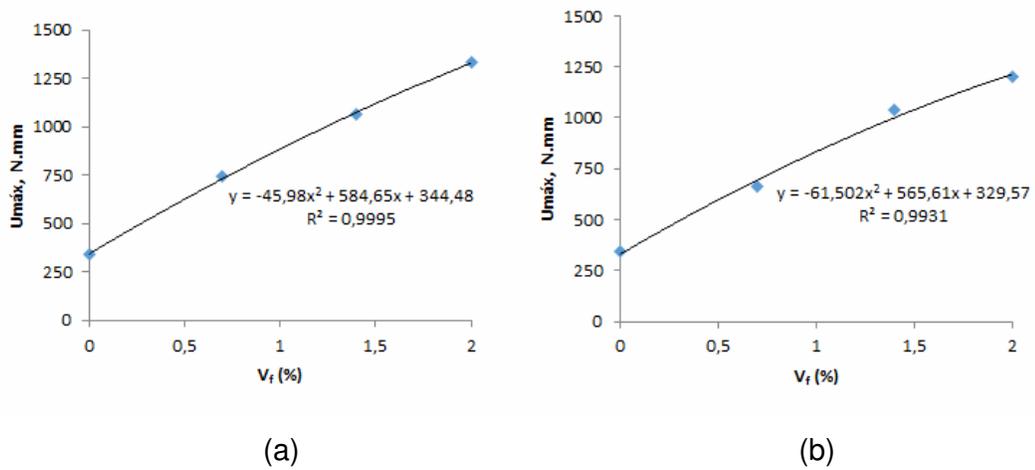


Figura 4.43 – Variação dos valores médios do módulo da energia absorvida com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento aluminoso.

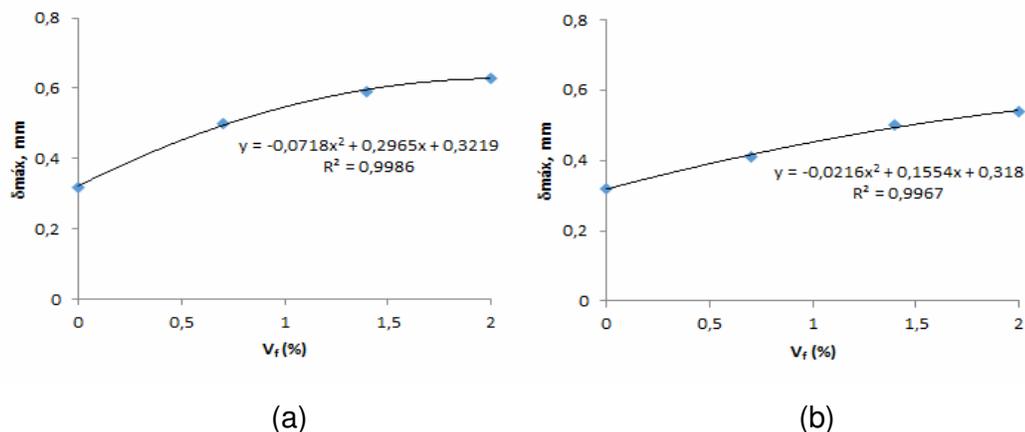


Figura 4.44 – Variação dos valores médios da deflexão com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento aluminoso.

4.3 – ENSAIOS DE IMPACTO

O principal objetivo deste ensaio foi levantar a energia absorvida pelas argamassas de cimento Portland e de cimento aluminoso na fratura dinâmica de corpos de prova (Figura 3.9) das argamassas plenas bem como as reforçadas com o intuito de avaliar sua tenacidade. A energia de fratura por impacto foi normalizada pela área da seção resistente dos corpos de prova, possibilitando deste modo uma avaliação semi-quantitativa da influência que as fibras em suas diferentes frações volumétricas exercem nos referidos compósitos. Foram ensaiados quatro corpos de prova para cada experimento.

As Tabelas 4.5 e 4.6 apresentam os valores médios da energia de impacto (J/cm^2) em função das diferentes frações volumétricas de fibras adotadas neste trabalho.

Tabela 4.5 - Valores da energia absorvida no impacto da argamassa de cimento Portland sem e com reforço por fibras de aço inoxidável, ao carbono e de polipropileno.

Argamassa	V_f (%)	Energia Impacto (J/cm²)
P0	0	4,5±0,3
PN7	0,7	6,4±0,8
PN14	1,4	8,0±1,0
PN20	2,0	9,2±1,2
PC7	0,7	6,3±0,6
PC14	1,4	8,1±1,0
PC20	2,0	8,4±1,2
PP7	0,7	5,1±0,8

Tabela 4.6 - Valores da energia absorvida no impacto da argamassa de cimento aluminoso sem e com reforço por fibras de aço inoxidável, ao carbono e polipropileno.

Argamassa	V_f (%)	Energia Impacto (J/cm²)
A0	0	5,4±0,6
AN7	0,7	6,7±0,8
AN14	1,4	8,2±1,0
AN20	2,0	9,4±1,1
AC7	0,7	6,6±0,7
AC14	1,4	7,7±0,8
AC20	2,0	8,5±0,9
AP7	0,7	5,8±1,0

De acordo com as Tabelas 4.5 e 4.6, conclui-se que a energia de impacto de argamassas de cimento Portland e aluminoso reforçadas por fibras de aço aumentou com o aumento da fração volumétrica das referidas fibras. Para a argamassa de cimento Portland reforçada com aço inoxidável, os aumentos na energia de impacto com a incorporação de fibras nos teores de 0,7; 1,4; e 2% foram, respectivamente 42,2%, 77,8% e 104,4%. Já quando foi utilizado o aço ao carbono como reforço os aumentos foram de 40%, 80% e 86,6%.

Para a argamassa de cimento aluminoso, reforçadas por fibras de aço inoxidável nos mesmos teores de 0,7; 1,4; e 2% os aumentos encontrados foram de 24,1%, 51,9% e 74,1% e quando o reforço utilizado foi o aço ao carbono os aumentos foram de 22,2%, 42,6% e 57,4%.

A variação dos valores médios da energia absorvida na fratura por impacto, com a fração volumétrica de fibras de aço inoxidável e ao carbono está apresentada

nas Figuras 4.45 e 4.46 para as argamassas de cimento Portland e aluminoso respectivamente. Os pontos experimentais foram ajustados por uma linha de tendência, indicando nas figuras os respectivos coeficientes de correlação.

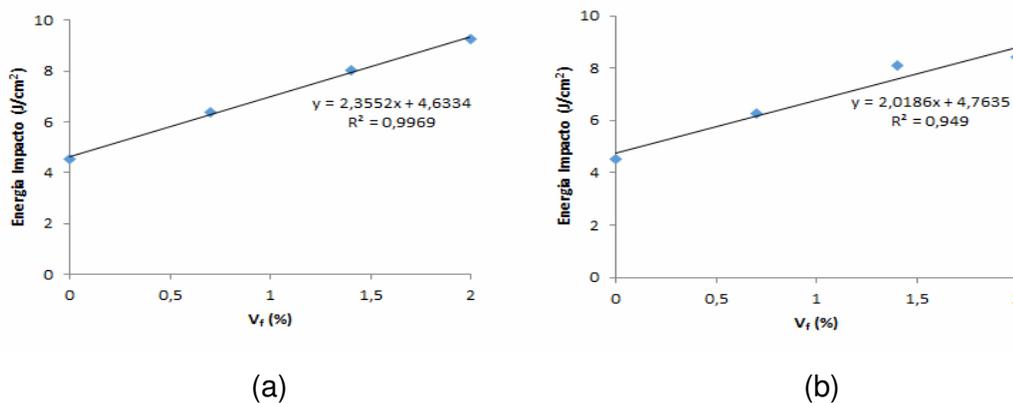


Figura 4.45 – Variação dos valores médios da energia de impacto com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland.

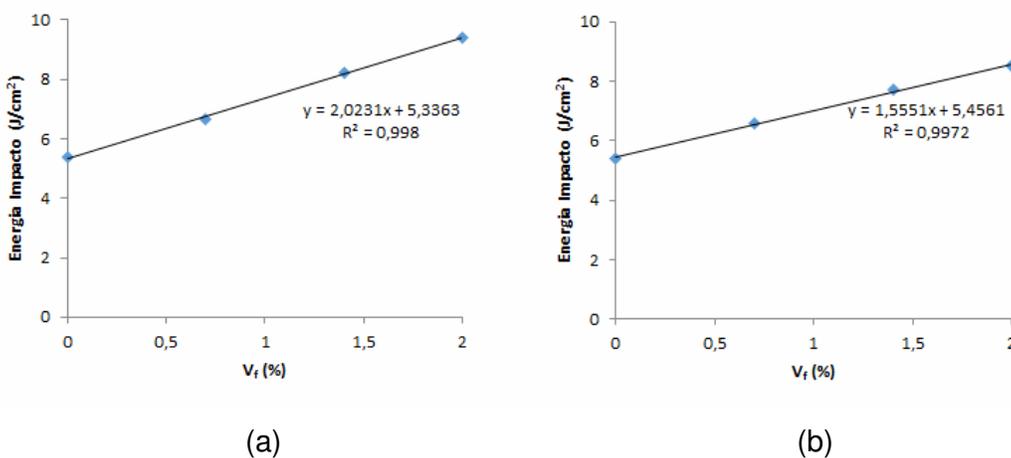


Figura 4.46 – Variação dos valores médios da energia de impacto com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Aluminoso.

Pode-se observar que, de acordo com as curvas das Figuras 4.45 e 4.46, houve boa precisão nos dados levantados experimentalmente.

4.4 – ENSAIOS DE INTEGRAL J

Exemplos típicos das curvas de carga-deflexão dos corpos de prova entalhados estão apresentados nas Figuras 4.47 a 4.62, para as argamassas sem reforço e reforçadas por fibras.

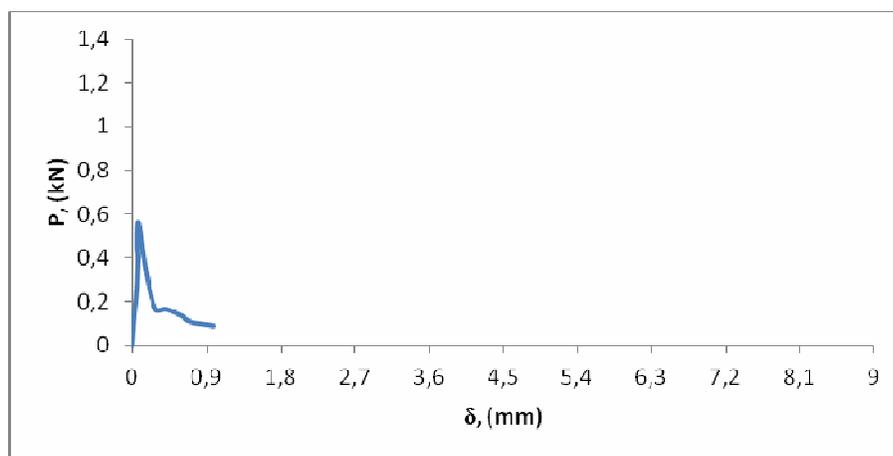


Figura 4.47 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa P0.

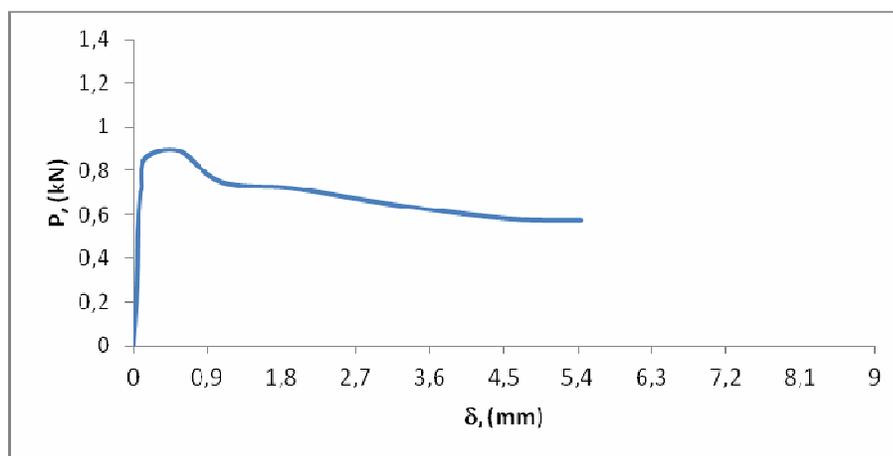


Figura 4.48 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PN7.

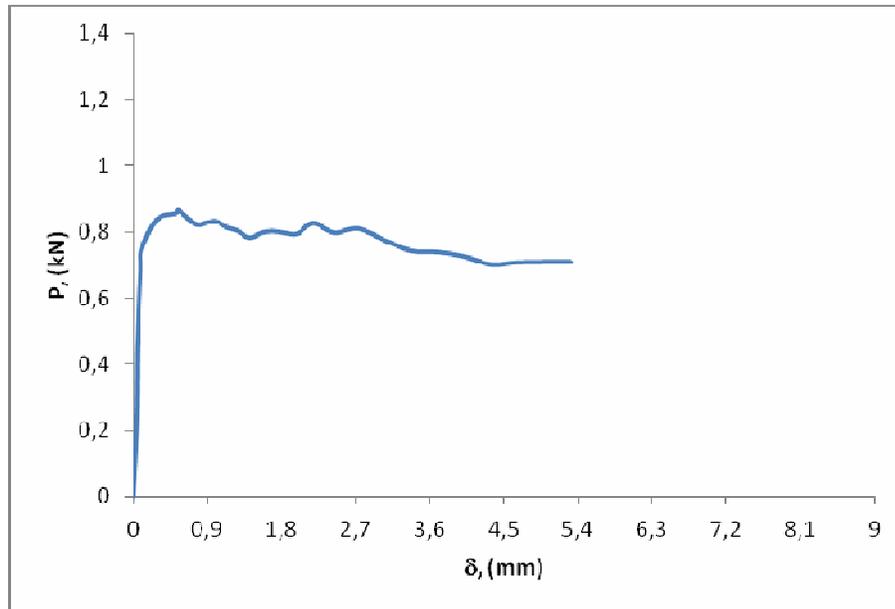


Figura 4.49 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PC7.

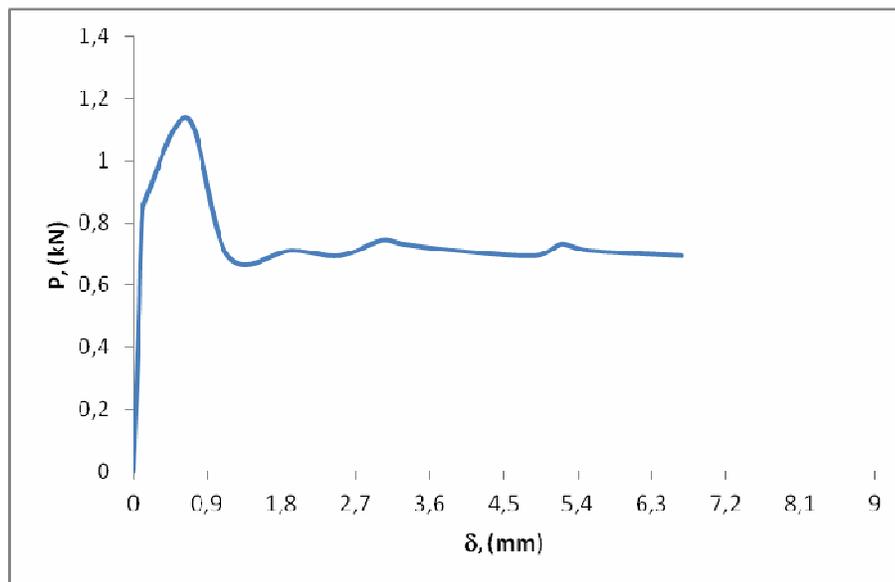


Figura 4.50 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PN14.

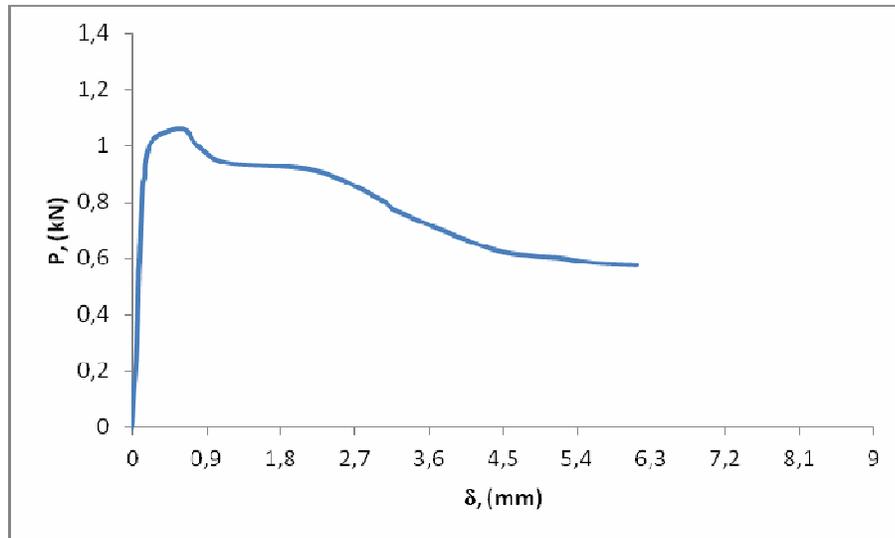


Figura 4.51 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PC14.

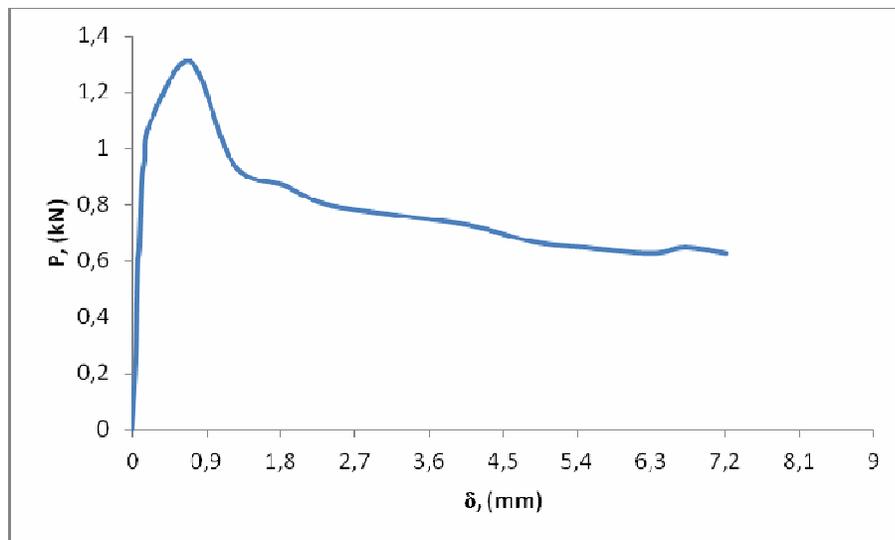


Figura 4.52 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PN20.

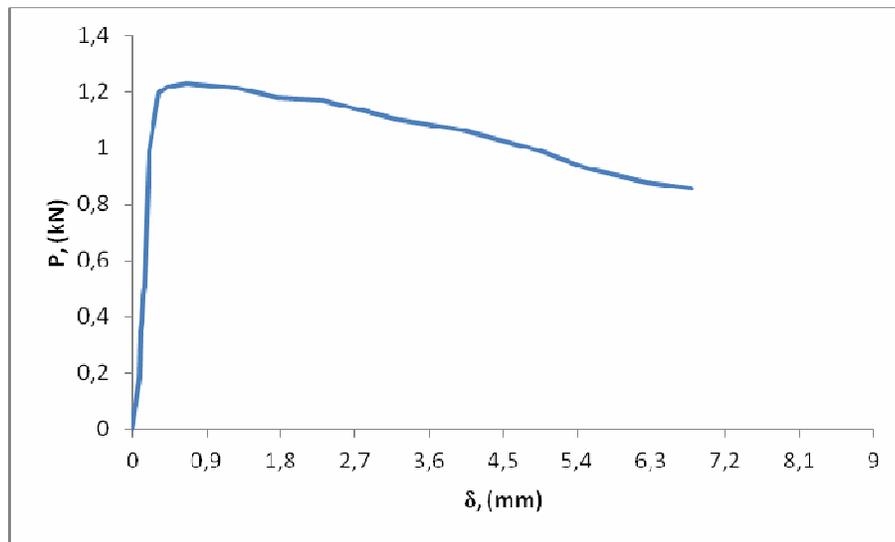


Figura 4.53 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PC20.

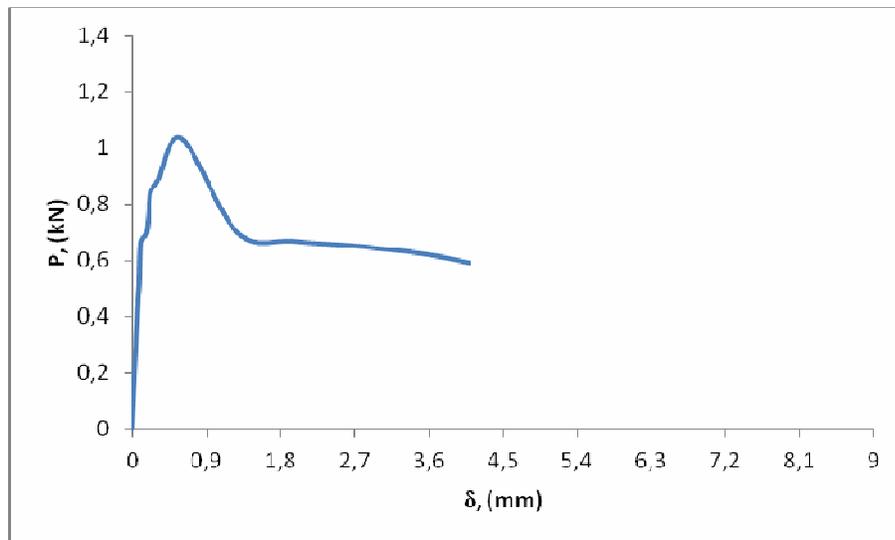


Figura 4.54 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa PP7.

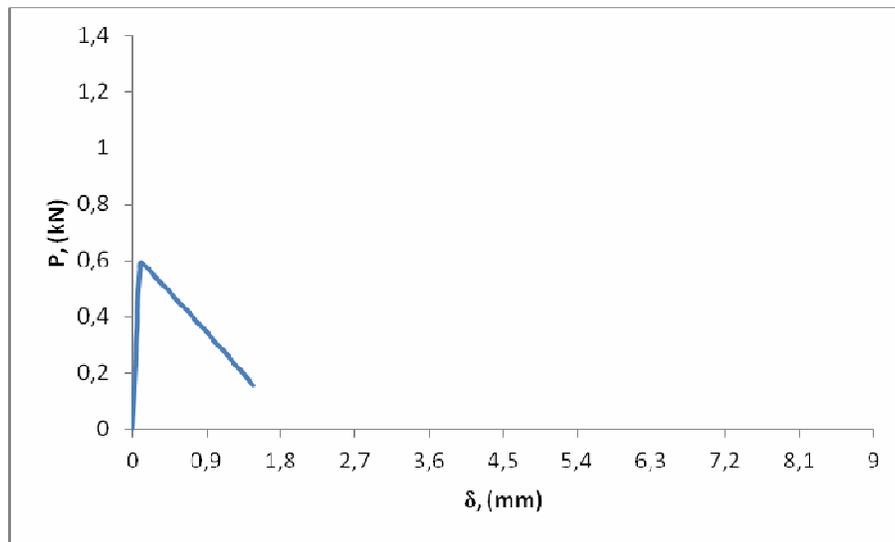


Figura 4.55 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa A0.

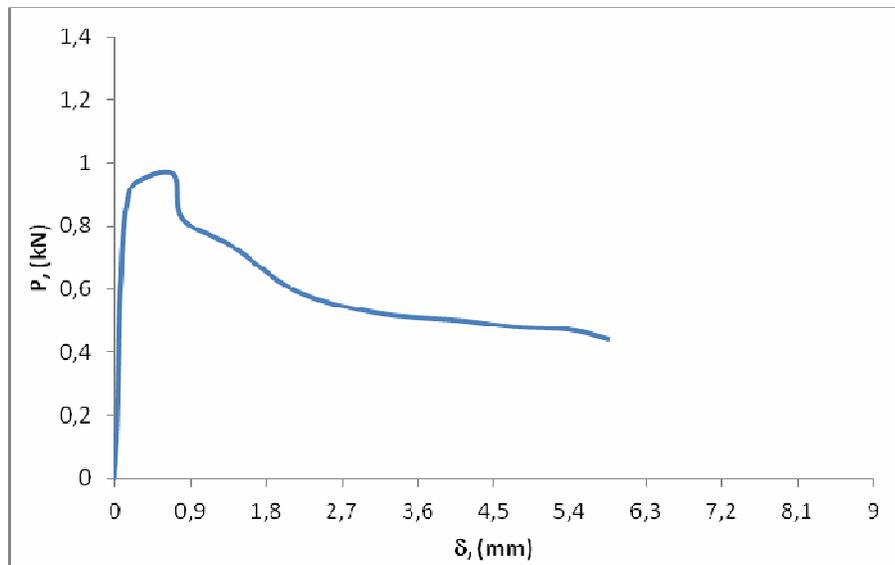


Figura 4.56 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AN7.

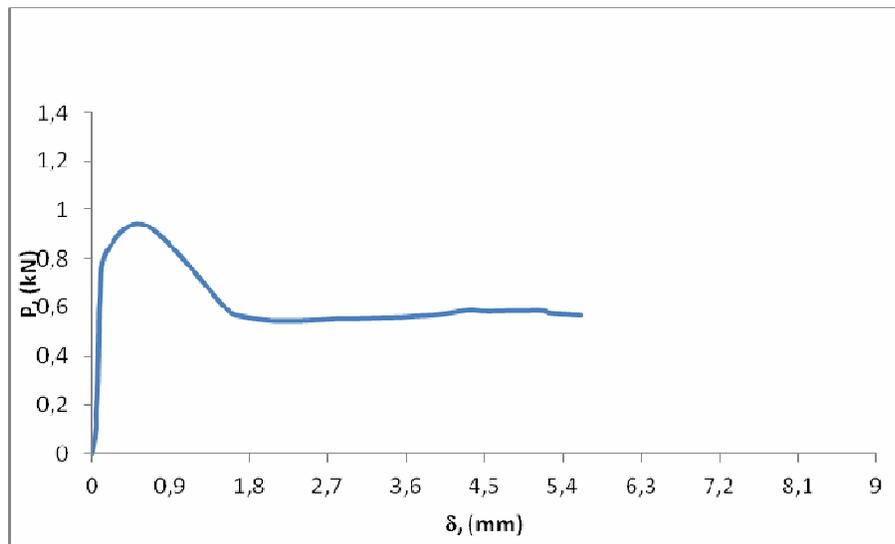


Figura 4.57 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AC7.

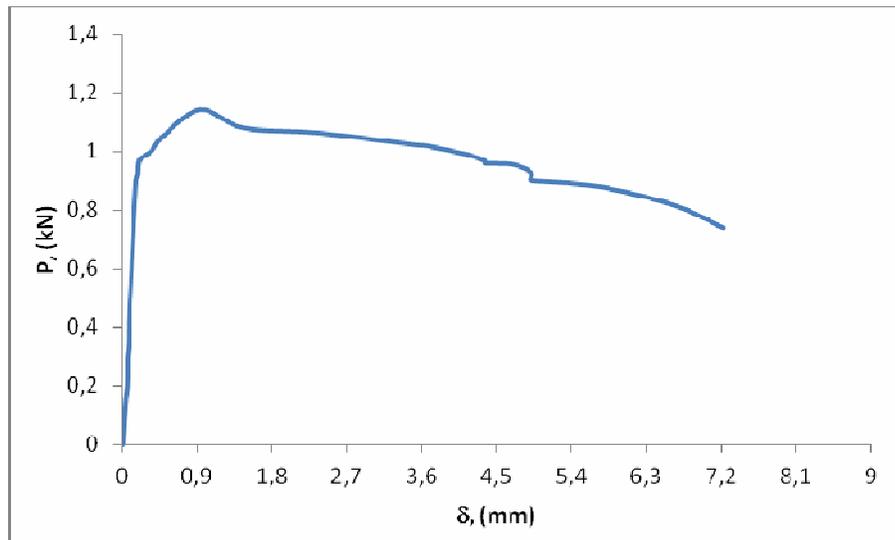


Figura 4.58 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AN14.

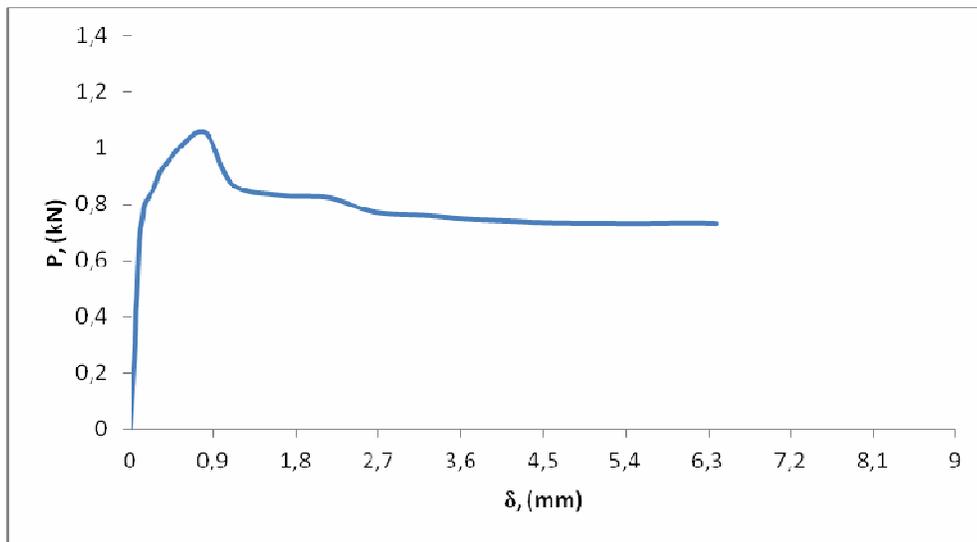


Figura 4.59 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AC14.

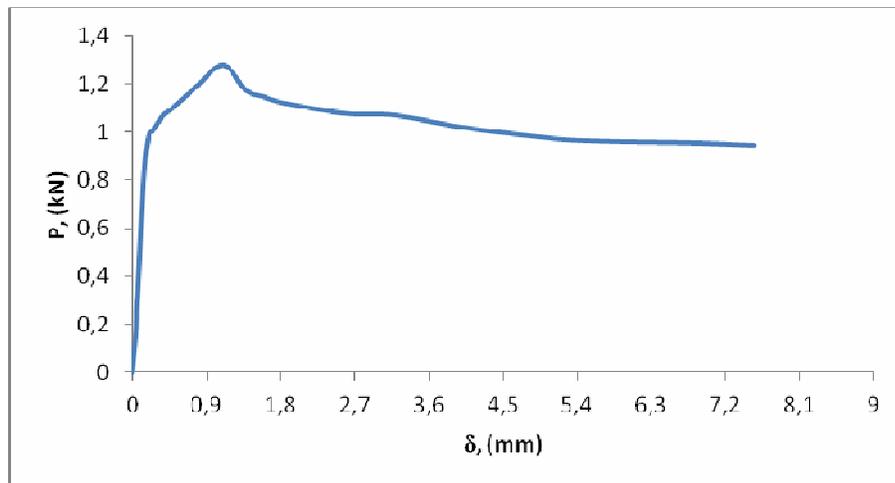


Figura 4.60 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AN20.

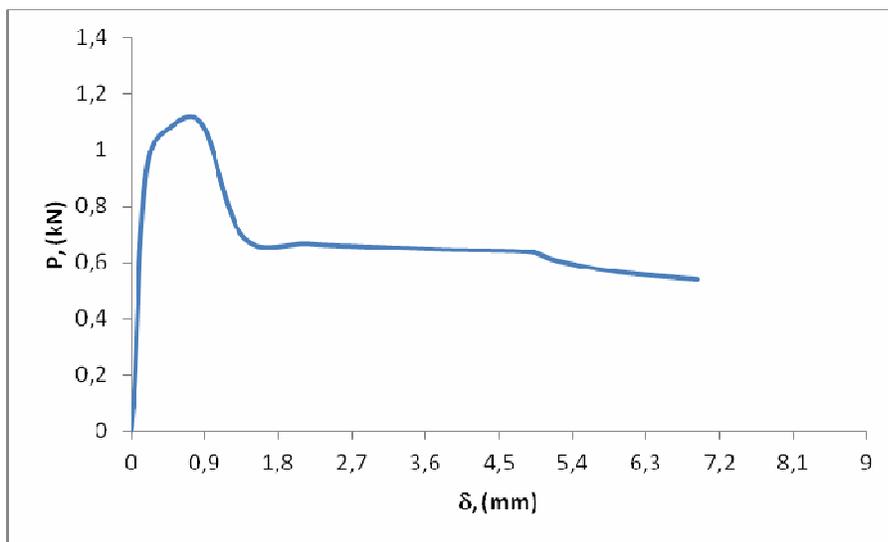


Figura 4.61 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AC20.

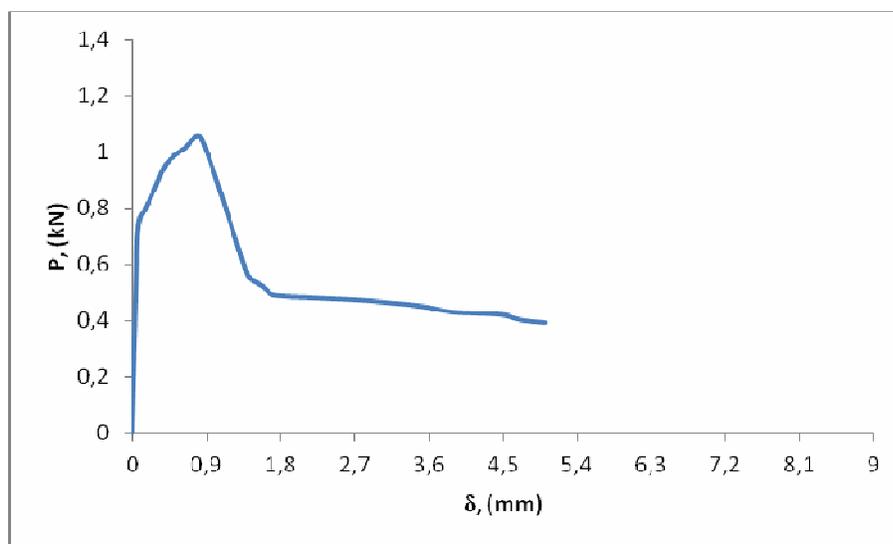


Figura 4.62 – Variação da carga com a deflexão para corpos de prova da argamassa AP7.

As curvas de carregamento dos corpos de prova entalhados, cujos exemplos constam nas Figuras 4.47 a 4.62, foram utilizadas para o cálculo da energia integrada até a carga máxima, $U_{m\acute{a}x}$, que por sua vez foi substituída na Equação 2.30

para obter a integral J correspondente, $J_{\text{máx}}$. Os valores de U e de $J_{\text{máx}}$ são apresentados nas Tabelas 4.7 e 4.8 para a argamassa de cimento Portland e de cimento aluminoso, respectivamente. Apresentam-se nas mesmas tabelas os valores da energia integrada até o ponto referente ao desvio da linearidade da curva $P-\delta$, U_i , bem como os valores correspondentes de J , J_i .

No que se refere à capacidade portante dos corpos de prova $P_{\text{máx}}$, os valores desta juntamente com os da deflexão correspondente, $\delta_{\text{máx}}$, estão apresentados nas Tabelas 4.9 e 4.10 para a argamassa de cimento Portland e a de cimento aluminoso respectivamente.

Tabela 4.7 - Resultados médios dos ensaios de flexão com seus respectivos desvios em corpos de prova entalhados de argamassa de cimento Portland.

Argamassa	V_f (%)	U (N.mm)	$J_{\text{máx}}$ (J/m²)	U_i (N.mm)	J_i (J/m²)
P0	0	28,3±1,2	45,6±1,9	28,3±1,2	45,6±1,9
PN7	0,7	448,6±53,9	724,9±86,3	49,8±5,1	80,4±8,2
PN14	1,4	756,2±109,7	1234,1±175,5	88,4±4,5	144,3±7,2
PN20	2,0	873,6±125,7	1414,5±201,1	103,6±19,1	167,7±30,4
PC7	0,7	402,0±48,5	650,2±77,6	36,9±3,6	59,7±5,7
PC14	1,4	534,5±40,1	867,9±64,2	71,3±5,8	115,8±9,3
PC20	2,0	690,7±73,5	1120,6±117,5	82,1±15,0	133,2±12,1
PP7	0,7	475,7±54,9	767,2±87,8	33,9±4,0	54,8±5,7

Tabela 4.8 - Resultados médios dos ensaios de flexão com seus respectivos desvios em corpos de prova entalhados da argamassa de cimento aluminoso.

Argamassa	V_f (%)	U (N.mm)	$J_{\text{máx}}$ (J/m²)	U_i (N.mm)	J_i (J/m²)
A0	0	38,6±4,9	61,1±7,8	38,6±4,9	61,1±7,8
AN7	0,7	475,1±37,9	750,3±60,6	87,7±2,6	138,5±4,1
AN14	1,4	823,0±96,5	1314,1±154,4	108,5±7,4	173,2±11,8
AN20	2,0	1158,6±143,2	1824,1±229,1	140,7±17,7	221,6±28,4
AC7	0,7	414,1±65,9	656,5±105,4	60,9±6,0	96,6±9,6
AC14	1,4	689,3±90,5	1080,8±144,8	78,3±7,4	122,7±11,8
AC20	2,0	882,0±71,3	1387,2±114,1	92,7±8,5	145,8±13,6
AP7	0,7	786,6±42,9	1245,9±100,5	40,3±4,8	63,8±7,6

Tabela 4.9 - Valores médios da capacidade portante e da deflexão correspondente, com seus respectivos desvios, dos corpos de prova utilizados no ensaio de integral J, para a argamassa de cimento Portland.

Argamassa	V_f (%)	P_{máx} (kN)	δ_{máx} (mm)
P0	0	0,56±0,05	0,09±0,011
PN7	0,7%	0,83±0,07	0,59±0,072
PN14	1,4%	1,12±0,09	0,67±0,096
PN20	2,0%	1,25±0,07	0,72±0,115
PC7	0,7%	0,77±0,08	0,58±0,068
PC14	1,4%	1,05±0,05	0,63±0,073
PC20	2,0%	1,19±0,12	0,66±0,099
PP7	0,7%	1,05±0,06	0,58±0,104

Tabela 4.10 - Valores médios da capacidade portante e da deflexão correspondente, com seus respectivos desvios, dos corpos de prova utilizados no ensaio de integral J, para a argamassa de cimento aluminoso.

Argamassa	V_f (%)	P_{máx} (kN)	δ_{máx} (mm)
A0	0	0,65±0,05	0,14±0,017
AN7	0,7	0,89±0,06	0,63±0,029
AN14	1,4	1,18±0,03	0,86±0,081
AN20	2,0	1,31±0,11	0,99±0,133
AC7	0,7	0,87±0,06	0,61±0,064
AC14	1,4	1,11±0,15	0,81±0,074
AC20	2,0	1,25±0,14	0,85±0,098
AP7	0,7	1,10±0,07	0,77±0,075

Conforme mostrado nas Tabelas 4.7 a 4.10 nota-se que os valores de $P_{máx}$, $\delta_{máx}$, U , $J_{máx}$, U_i e J_i aumentam invariavelmente com o aumento da fração volumétrica de fibras de aço para ambos os tipos de argamassas, atingindo seu valor máximo para 2% em volume de fibras. Um aumento desses parâmetros também pode ser constatado quando da incorporação de fibras de polipropileno na fração volumétrica de 0,7%.

Finalmente, a variação dos referidos parâmetros com a fração volumétrica V_f está apresentada nas Figuras 4.63 a 4.74 para as argamassas de cimento Portland e aluminoso. Realizou-se o ajuste aos pontos experimentais levantando-se curvas de tendência, com seus respectivos coeficiente de correlação, conforme indicado nas figuras.

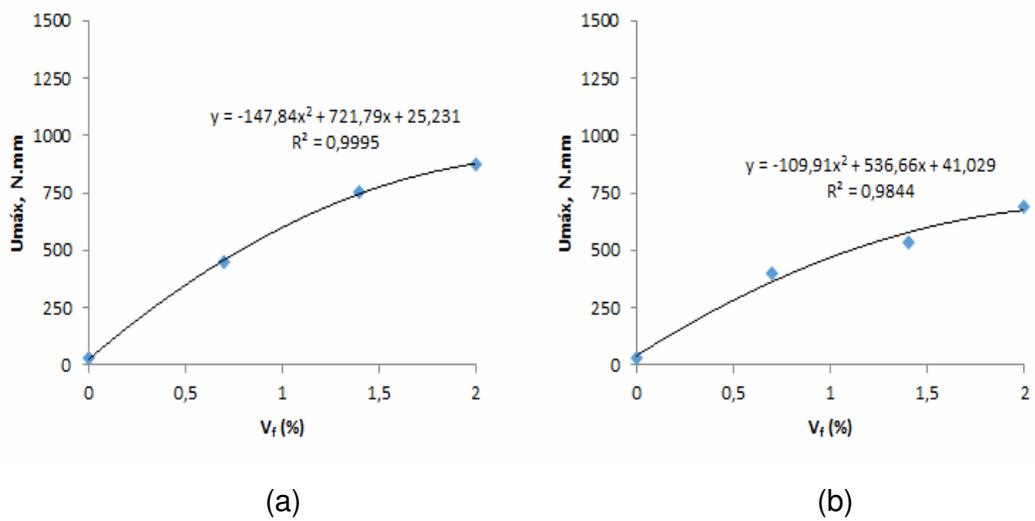


Figura 4.63 - Variação dos valores médios da energia integrada até a carga máxima, $U_{m\acute{a}x}$, com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland.

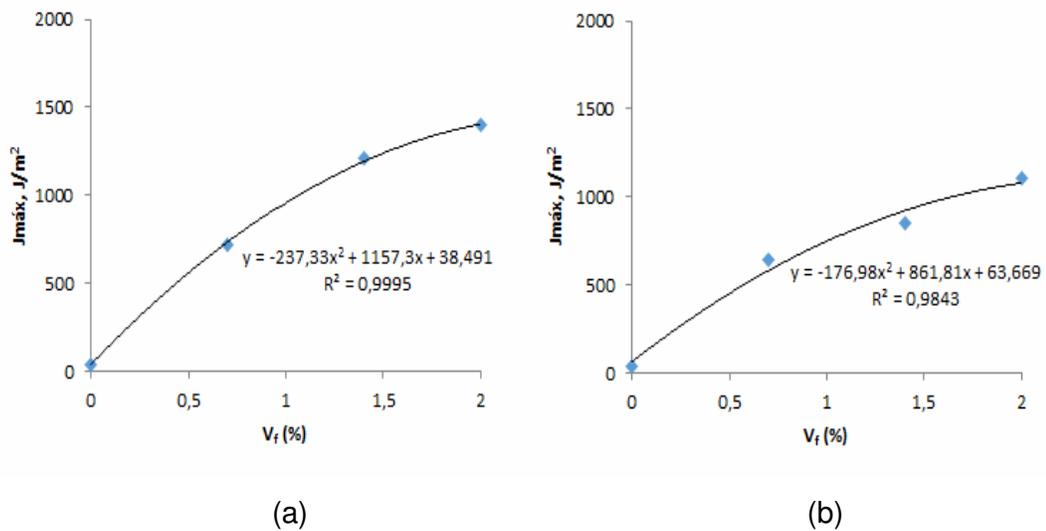


Figura 4.64 - Variação dos valores médios da integral J na carga máxima, $J_{m\acute{a}x}$, com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland.

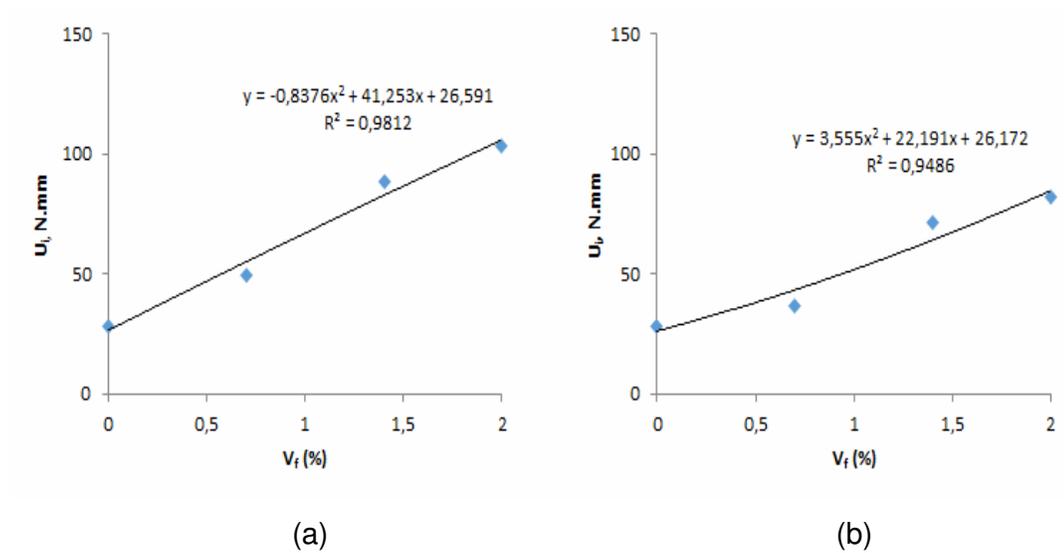


Figura 4.65 - Variação dos valores médios da energia integrada na iniciação da trinca, U_i , com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland.

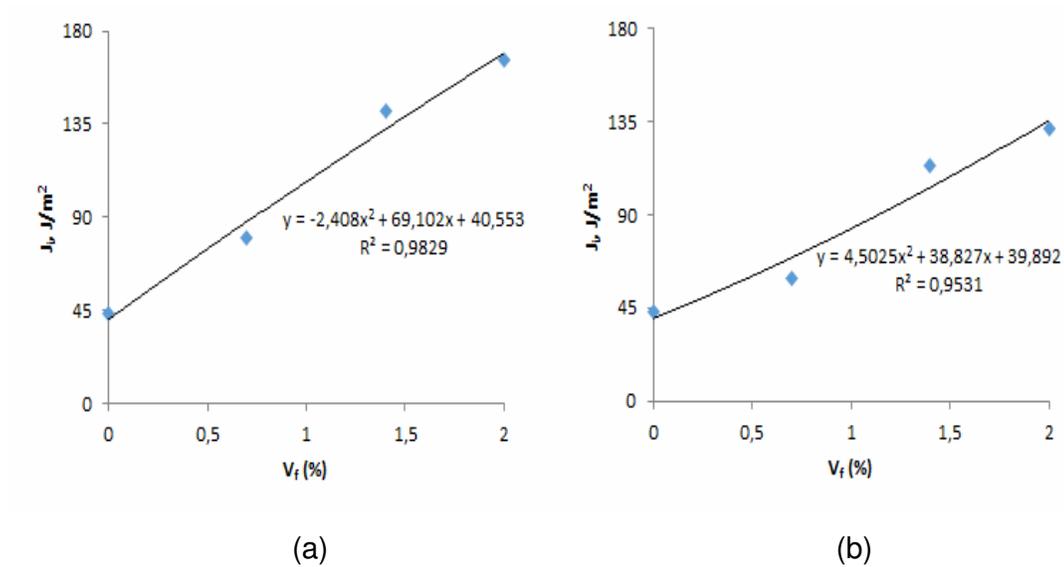
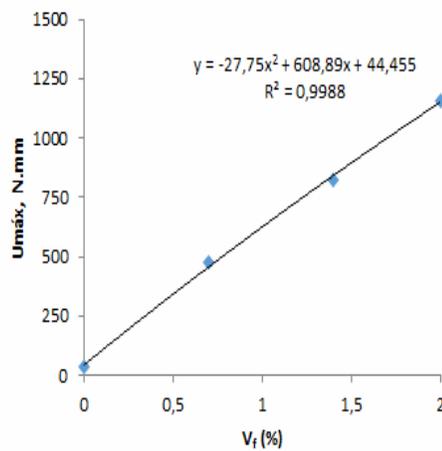
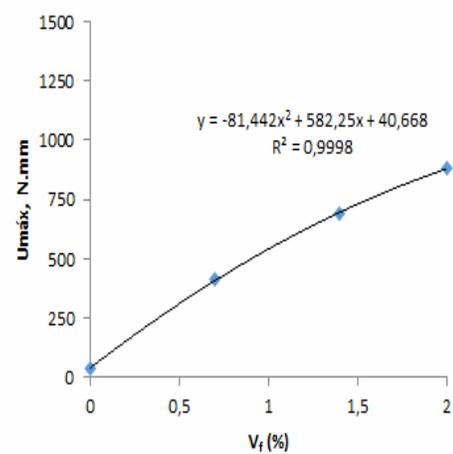


Figura 4.66 - Variação dos valores médios da Integral J na iniciação da trinca, J_i , com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland.

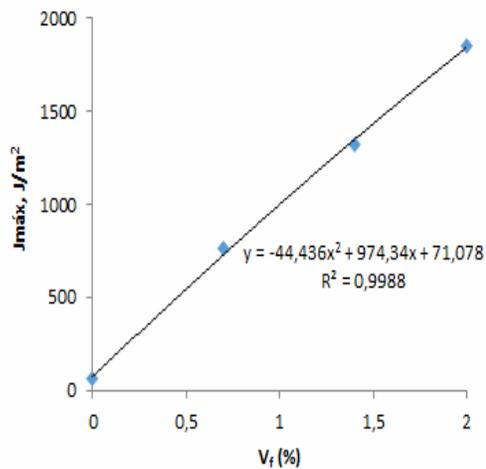


(a)

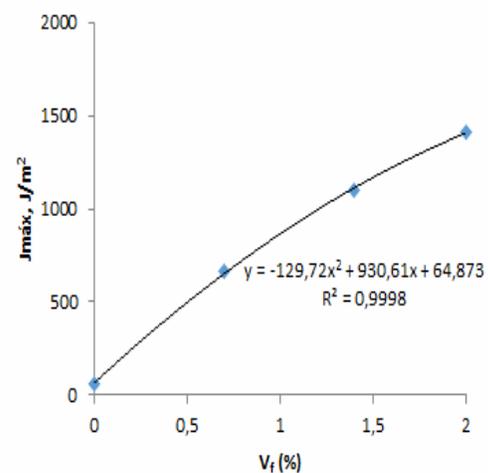


(b)

Figura 4.67 - Variação dos valores médios da energia integrada até a carga máxima, $U_{máx}$, com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento aluminoso.



(a)



(b)

Figura 4.68 - Variação dos valores médios da integral J na carga máxima, $J_{máx}$, com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Aluminoso.

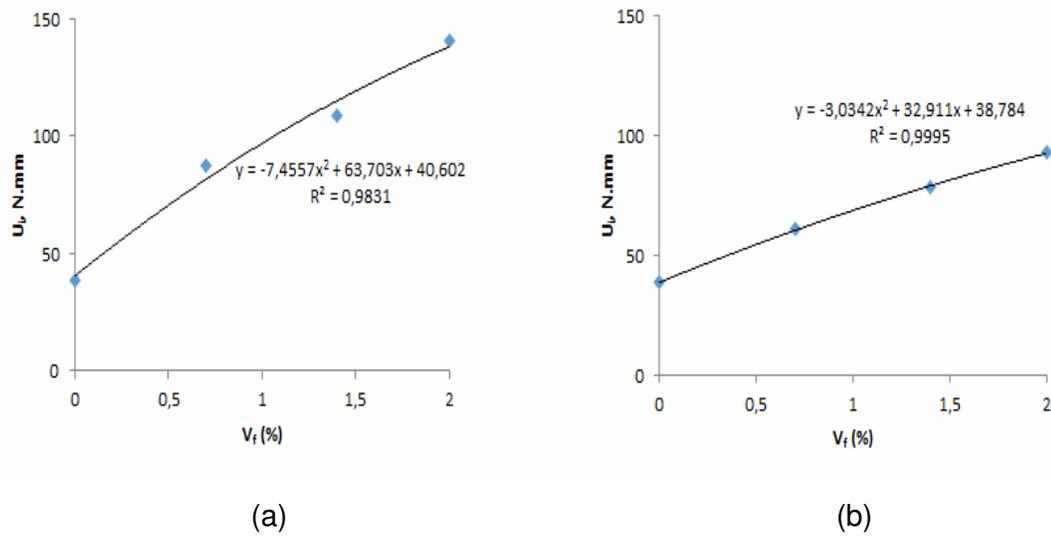


Figura 4.69 - Variação dos valores médios da energia integrada na iniciação da trinca, U_i , com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Aluminoso.

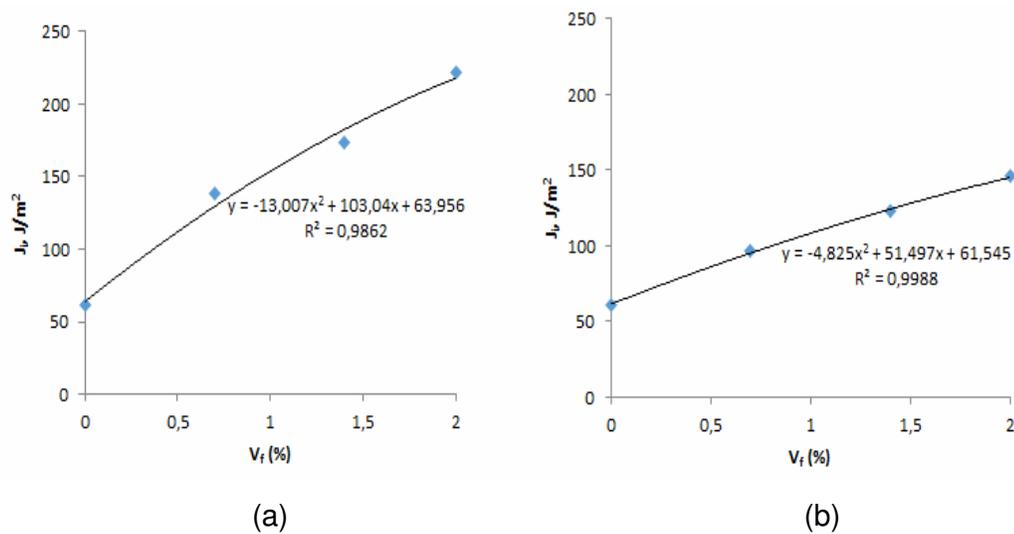
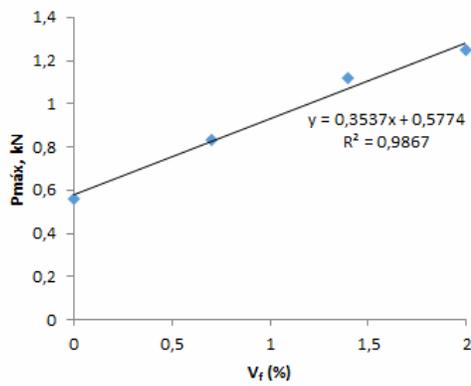
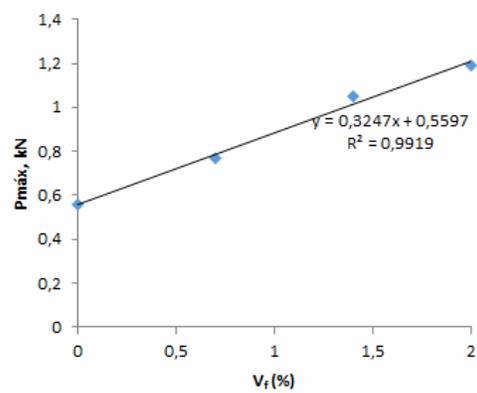


Figura 4.70 - Variação dos valores médios da Integral J na iniciação da trinca, J_i , com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento aluminoso.

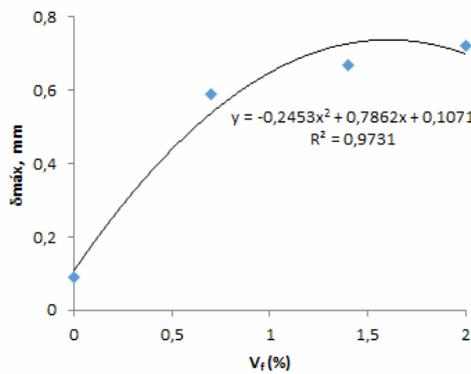


(a)

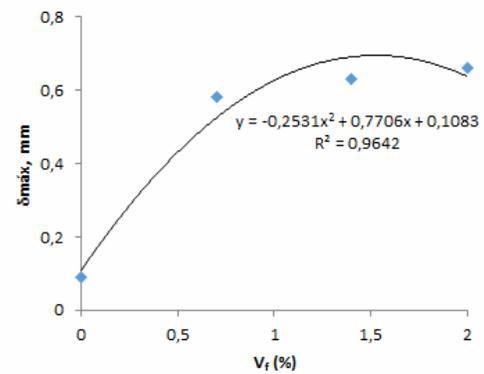


(b)

Figura 4.71 - Variação dos valores médios da carga máxima, $P_{máx}$, com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland.



(a)



(b)

Figura 4.72 - Variação dos valores médios da deflexão na carga máxima, $\delta_{máx}$, com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento Portland.

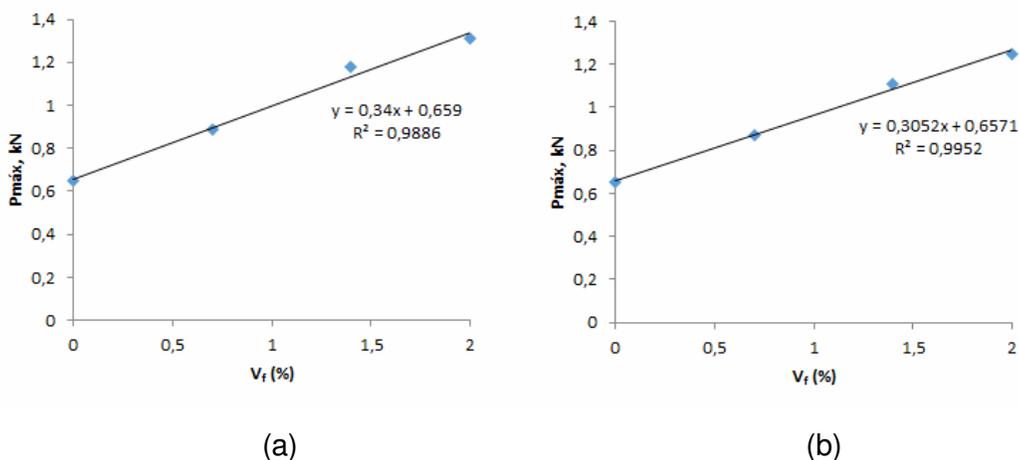


Figura 4.73 - Variação dos valores médios da carga máxima, $P_{máx}$, com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento aluminoso.

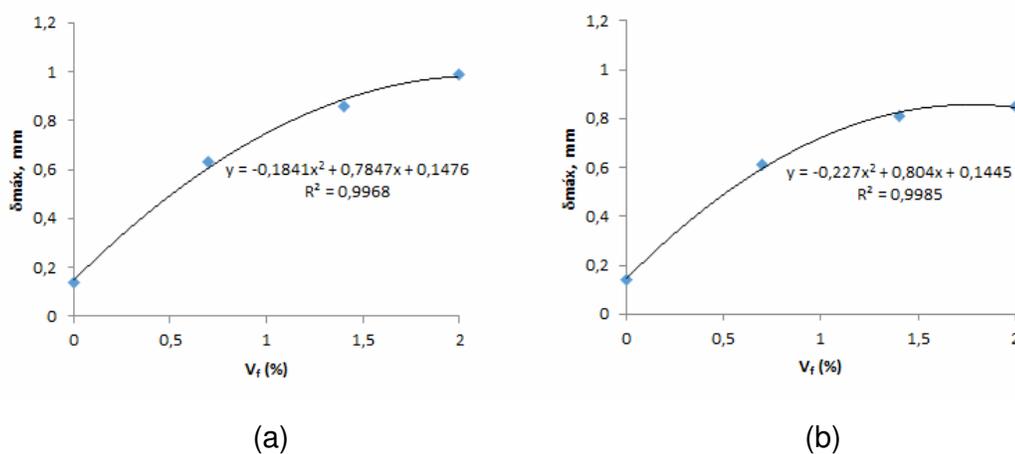


Figura 4.74 - Variação dos valores médios da deflexão na carga máxima, $\delta_{máx}$, com a fração volumétrica de fibras de aço; (a) inoxidável e (b) ao carbono, para a argamassa de cimento aluminoso.

4.5 – ANÁLISE FRACTOGRÁFICA

Com o intuito de realizar análise fractográfica das argamassas envolvidas neste trabalho, procedeu-se a retirada de amostras de cada corpo de prova fraturado em impacto. Pode-se observar uma distribuição essencialmente randômica das fibras de aço dentro da matriz.

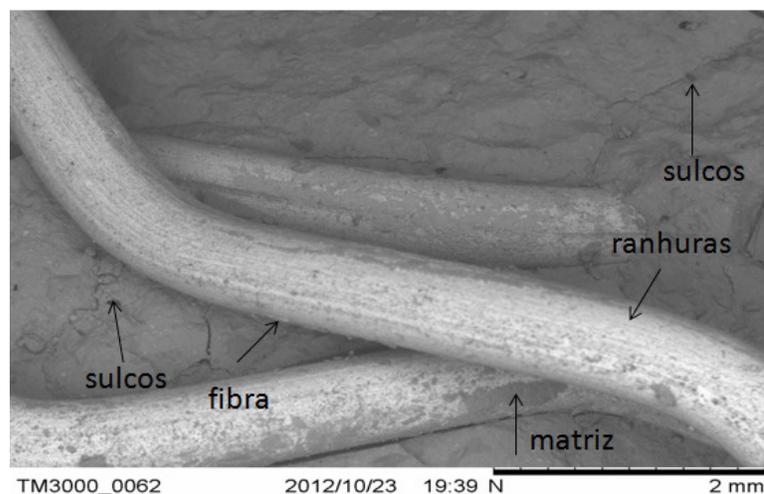


Figura 4.75 – Superfície de fratura de corpo de prova de argamassa de cimento Portland reforçada por fibras de aço ao carbono (PC20).

Adicionalmente, também foi possível observar sulcos presentes na matriz cimentícia além da presença de ranhuras nas fibras. Essas ranhuras são oriundas do processo de fabricação das fibras de aço e tem o objetivo de melhorar a aderência das mesmas à matriz cimentícia. Além disso, pode-se observar que as ranhuras acumularam pequenos depósitos da argamassa, indicando a boa aderência.

A Figura 4.76 se refere a superfície de fratura de corpo de prova ensaiado em impacto, de argamassa de cimento Portland reforçada por fibras de polipropileno. Nota-se a presença de poros e fissuras na matriz e a seção transversal de fibra de polipropileno rompida. Nota-se também, na mesma figura, o descolamento parcial da interface fibra-matriz.

É importante apontar que compósitos de matriz à base de cimento Portland apresentam como principal característica uma zona de transição nas vizinhanças das fibras, onde a microestrutura da matriz é consideravelmente diferente da de zonas distantes da interface. O tamanho e natureza dessa zona depende do tipo de fibra, da tecnologia de produção e principalmente do tipo de matriz. A mistura fresca exerce uma influência importante na zona de transição, uma vez que ela leva à formação de vazios preenchidos com água em torno das fibras. Este fenômeno ocorre principalmente devido à segregação e acúmulo de água bem como a um arranjo ineficiente dos grãos de cimento na região em torno da superfície das fibras com conseqüente aumento da porosidade (BENTUR E MINDESS, 1990 APUD BRECAN SIN (2003)).

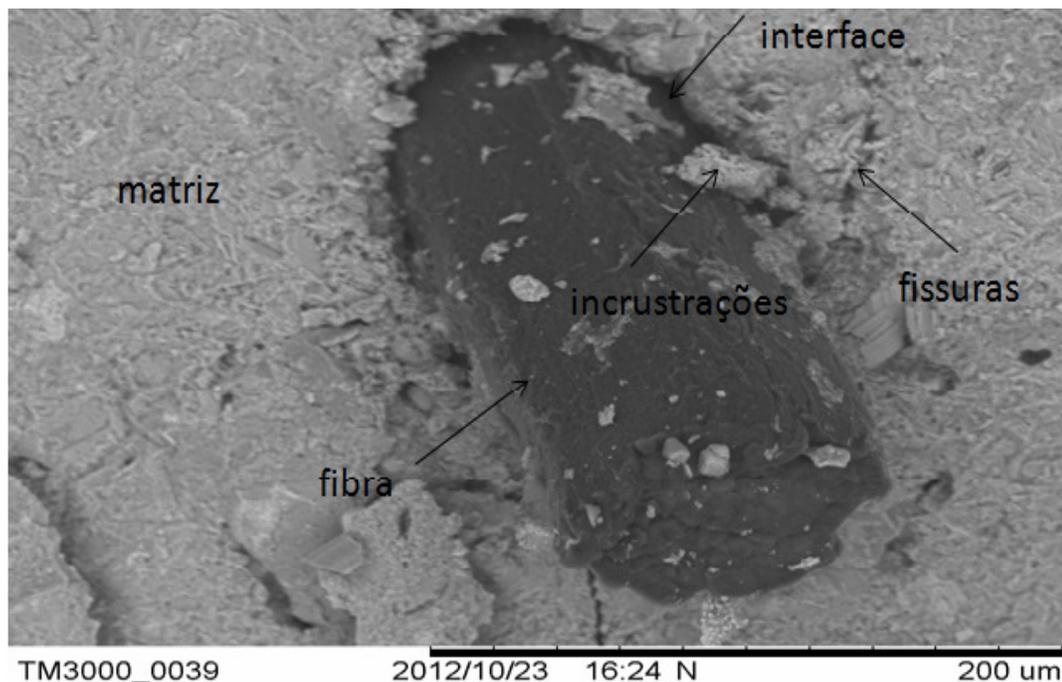


Figura 4.76 – Micrografia obtida por MEV da superfície de fratura de corpo de prova do compósito PP7.

A Figura 4.77 representa a superfície de fratura do corpo de prova ensaiado em impacto do compósito AP7. Nota-se a presença de matriz aderida às fibras de polipropileno que foram expostas devido a fratura do corpo de prova indicando boa aderência da interface.

Como era de se esperar, as fibras de aço, tanto inoxidável como ao carbono, não se rompem ao solicitar mecanicamente (flexão e impacto) os compósitos reforçados por tais fibras. Tal fato está exemplificado pelas Figuras 4.78 e 4.79 que indicam o arrancamento das fibras de aço ao carbono a partir da matriz de cimento aluminoso. A ausência de resíduos de matriz na superfície das fibras de aço atesta o fato que as mesmas tenham sido sacadas facilmente da matriz. A Figura 4.80 mostra a extremidade de uma fibra de aço inoxidável na matriz de cimento aluminoso. A referida extremidade é mais pontiaguda que a de aço ao carbono (Figura 4.79). Acredita-se que essa ponta angulada se deve ao seu processo de fabricação, visando permitir que ela seja melhor misturada durante fabricação do compósito e promovendo um melhor fluxo direcional das fibras dentro da matriz cimentícia em estado fresco.

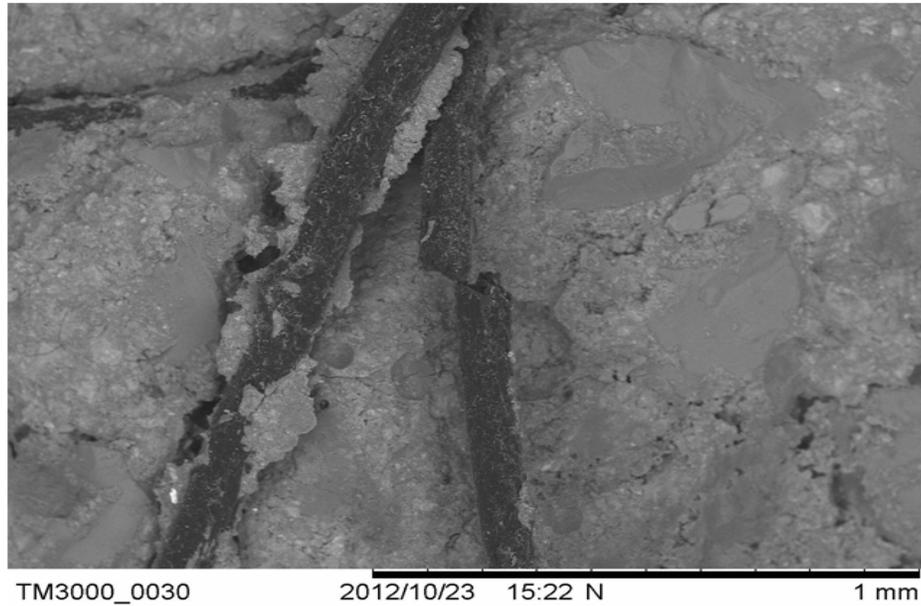


Figura 4.77 – Superfície de fratura de corpo de prova ensaiado em impacto da argamassa de cimento aluminoso reforçada por fibras de polipropileno (AP7).

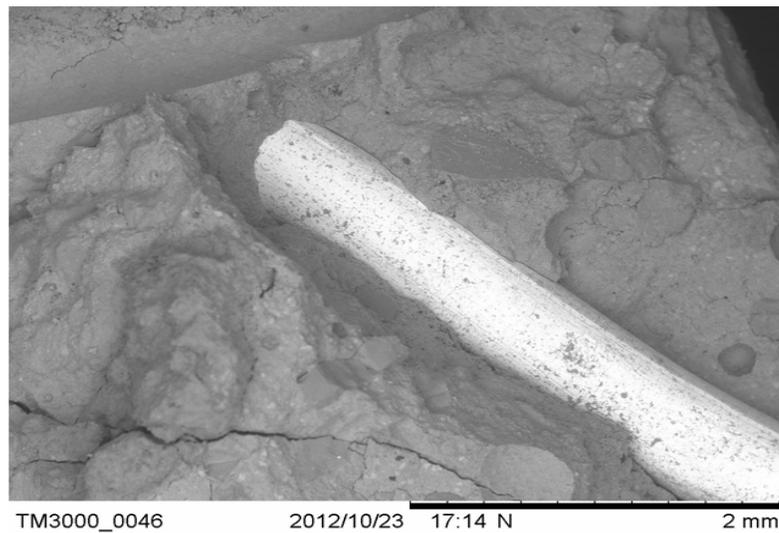


Figura 4.78 – Superfície de fratura de corpo de prova ensaiado em impacto do composto AC7.

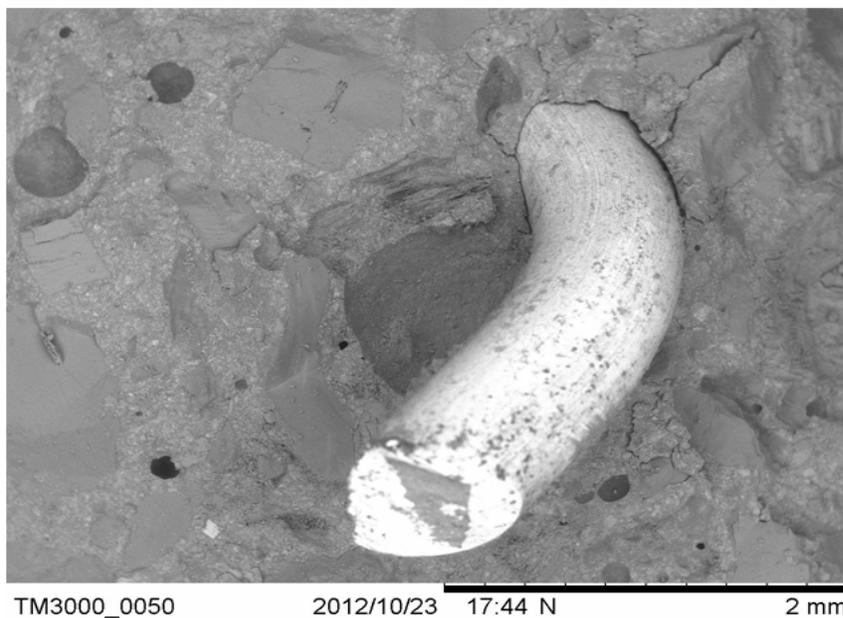


Figura 4.79 – Superfície de fratura de corpo de prova ensaiado em impacto do compósito AC7.



Figura 4.80 – Detalhe do acabamento da extremidade da fibra de aço inoxidável na superfície de fratura de corpo de prova ensaiado em impacto do compósito AN7.

Para as amostras analisadas, são apresentados alguns exemplos típicos dos respectivos espectros obtidos pelo EDS (Figuras 4.81 a 4.90) tanto para as argamassas de cimento Portland como para as de cimento aluminoso. Os espectros foram obtidos com o auxílio do programa Quantax, com o uso de baixas magnificações devido ao grande tamanho das fibras.

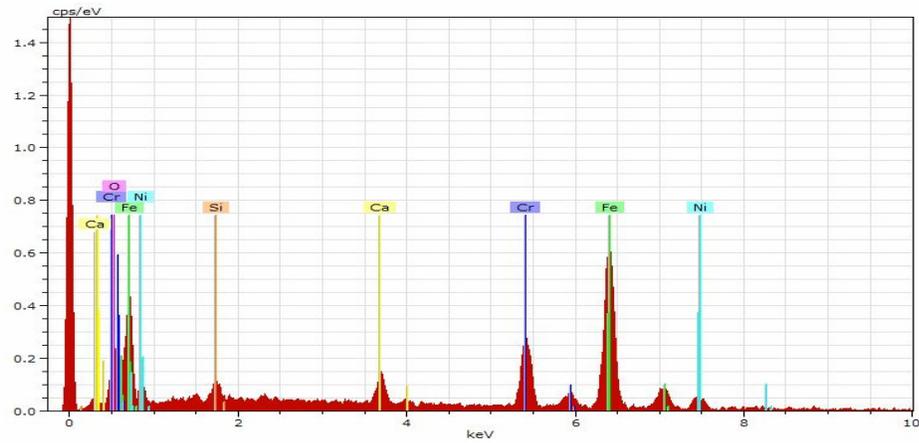


Figura 4.81 – Espectro obtido por EDS da matriz de argamassa de cimento portland reforçado por aço inoxidável, com magnificação de 1200x.

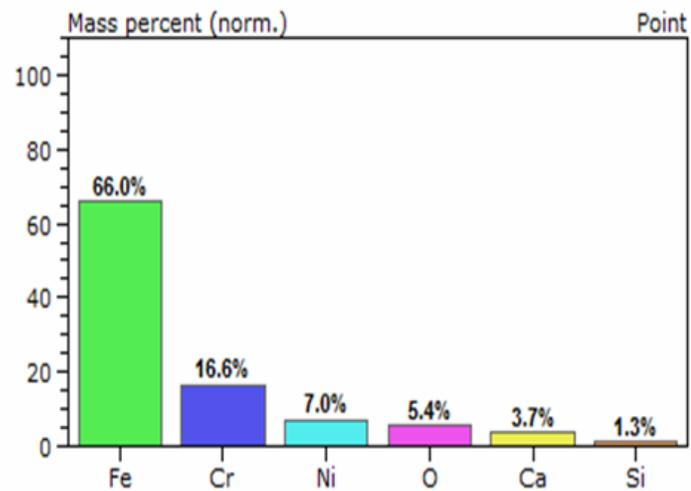


Figura 4.82– Análise semi-quantitativa obtida por EDS, para o mesmo compósito

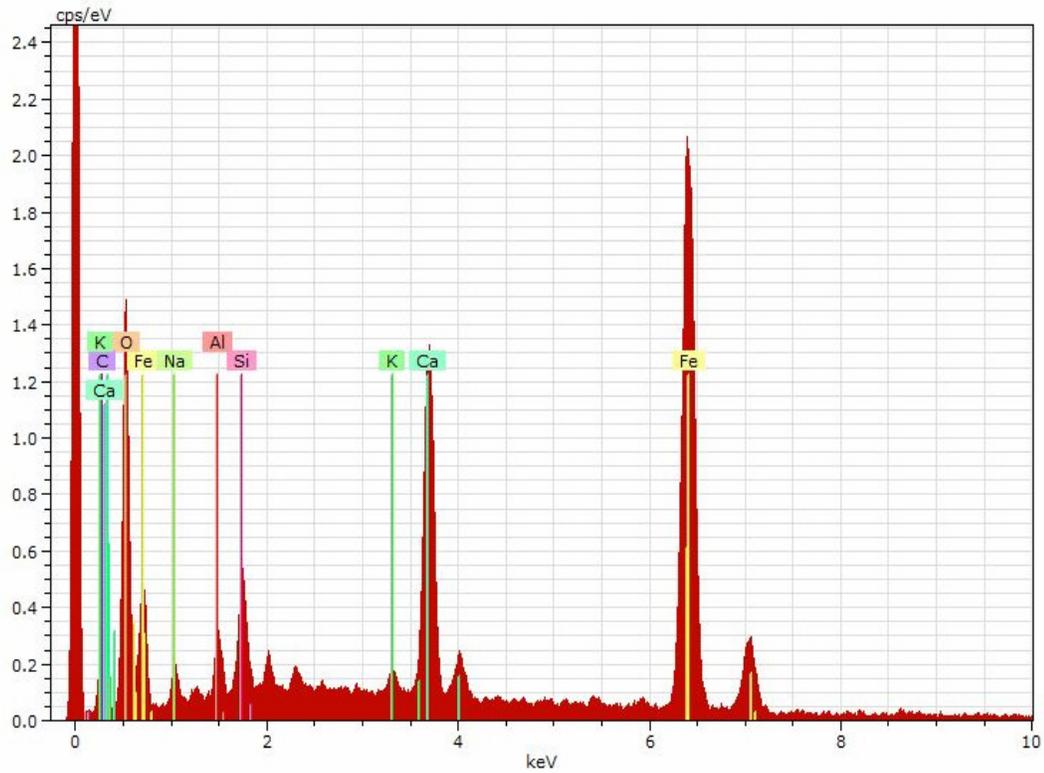


Figura 4.83 – Espectro obtido por EDS para a argamassa de cimento Portland reforçado por aço ao carbono, com magnificação de 1200x.

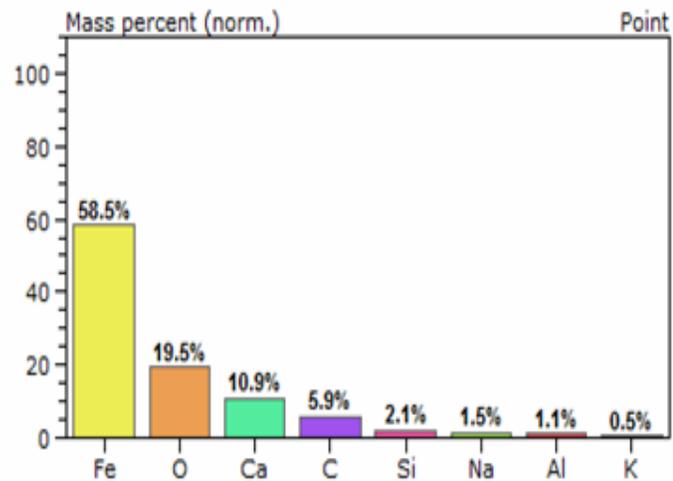


Figura 4.84 – Análise semi-quantitativa obtida por EDS, para o mesmo compósito.

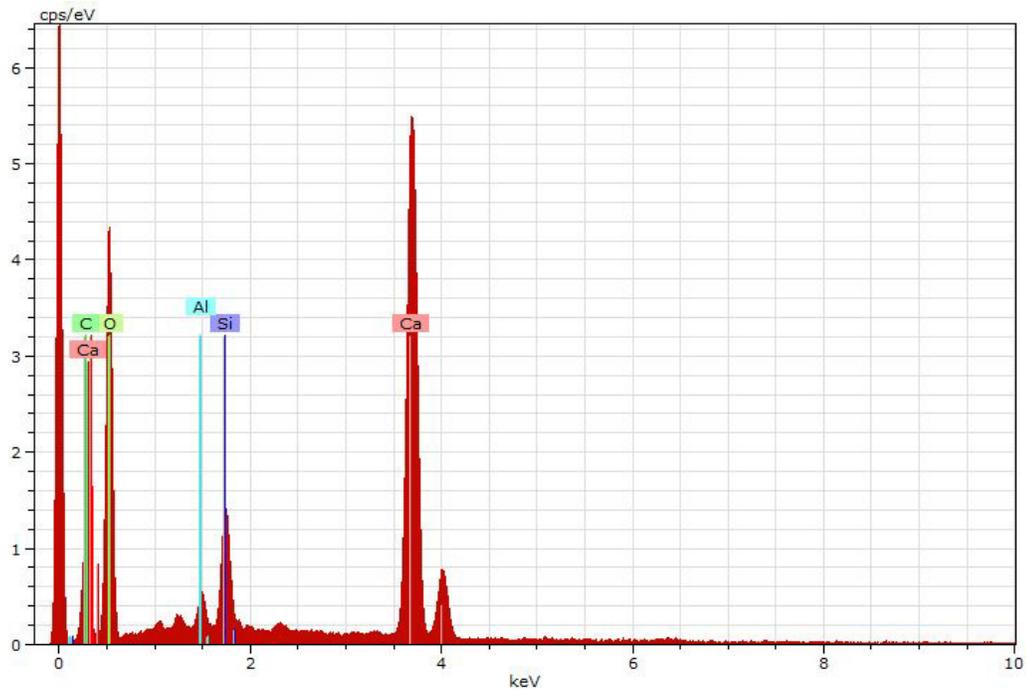


Figura 4.85 – Espectro obtido por EDS para a argamassa de cimento Portland reforçada por fibras de polipropileno, com magnificação de 1000x.

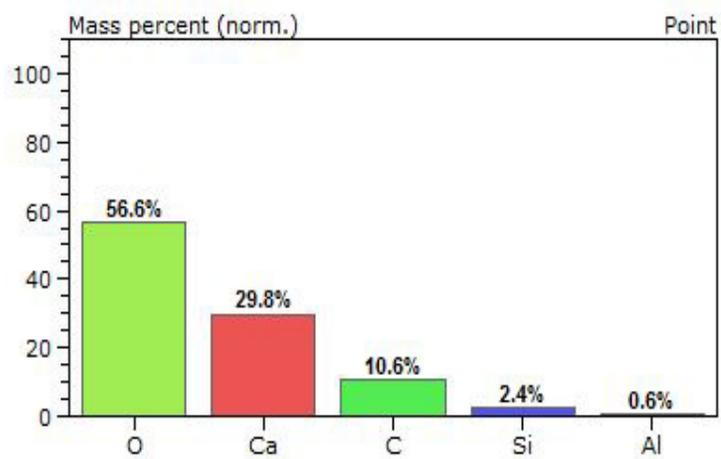


Figura 4.86 – Análise semi-quantitativa obtida por EDS para o mesmo compósito.

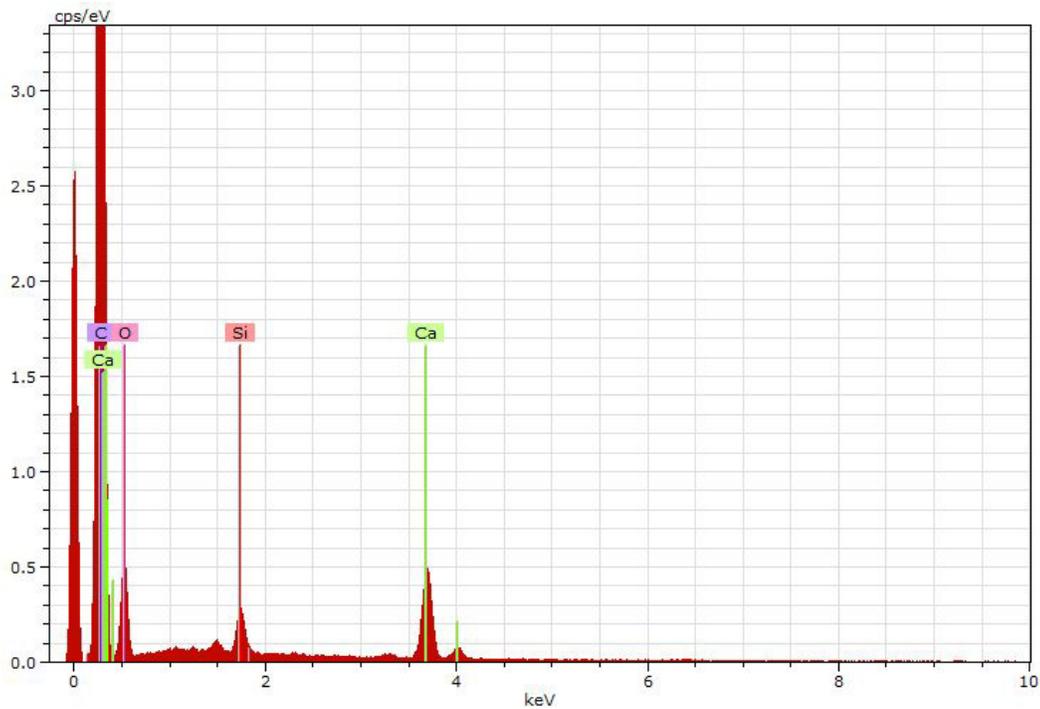


Figura 4.87 – Espectro obtido por EDS da fibra de polipropileno, com magnificação de 800x.

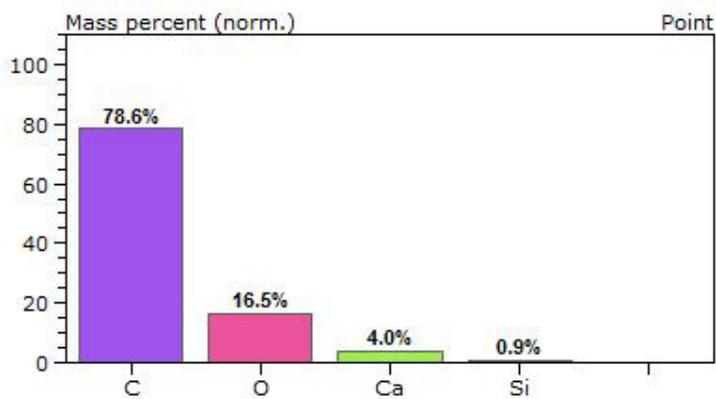


Figura 4.88 – Análise semi-quantitativa da fibra de polipropileno.

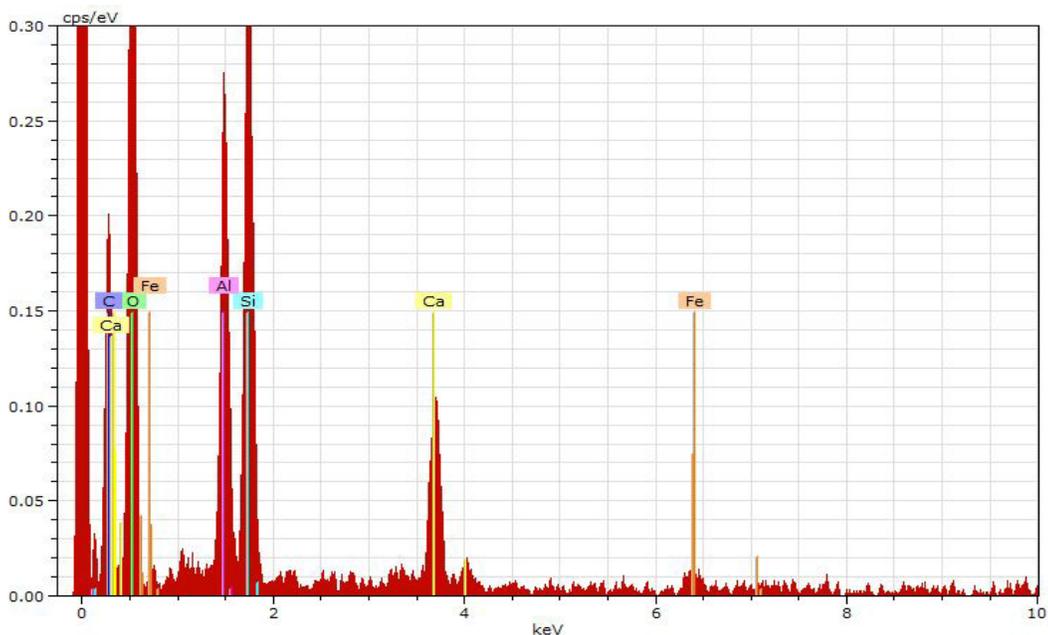


Figura 4.89 – Espectro obtido por EDS da argamassa de cimento aluminoso reforçada por fibras de polipropileno, com magnificação de 1200x.

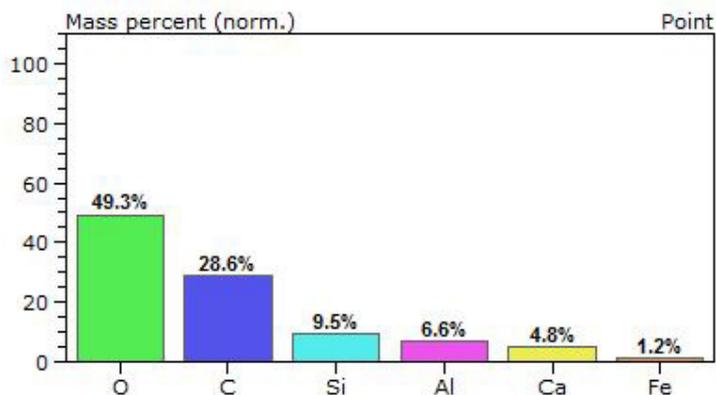


Figura 4.90 – Análise semi-quantitativa obtida por EDS para o mesmo compósito.

4.6 – ANÁLISE MACROGRÁFICA

Apresenta-se na Figura 4.91 a macrografia da superfície de fratura de um corpo de prova entalhado da argamassa de cimento Portland reforçado por fibras de aço inoxidável (AN7). Observa-se nessa figura a presença de pequenos poros devidos ao processo de fabricação e arrancamento das fibras. Cavidades maiores nessa superfície são atribuídas ao arrancamento da própria argamassa devido a ruptura dos corpos de prova.



Figura 4.91 – Superfície de fratura de corpo de prova entalhado, de cimento Portland reforçado por fibras de aço inoxidável, AN7.

Como ilustração, a Figura 4.92 se refere ao perfil de um corpo de prova entalhado da argamassa plena de cimento aluminoso ensaiado em flexão e a Figura 4.93 representa o perfil de um corpo de prova também entalhado da argamassa de cimento Portland reforçada por fibras de aço inoxidável (AN7). Enquanto que na argamassa plena a trinca iniciada a partir da ponta do entalhe se propaga de maneira instável, atingindo diretamente o bordo oposto do corpo de prova, a Figura 5.3 revela uma propagação gradativa, e bipartida da trinca, devido a presença das fibras.



Figura 4.92 – Perfil do corpo de prova de integral J da argamassa plena de cimento aluminoso.



Figura 4.93 - Perfil do corpo de prova de integral J da argamassa de cimento Portland reforçada por fibra de aço inoxidável, AN7.

A Figura 4.94, apresenta a superfície de fratura do corpo de prova de argamassa reforçada por fibras de polipropileno, mostrando a presença de pequenos poros inerentes ao processo de fabricação. Apesar da presença das fibras, nota-se a ausência de fragmentos de matriz e grandes cavidades provenientes de arrancamento da própria argamassa (Fig 4.91).



Figura 4.94 – Superfície de fratura de corpo de prova fraturado em flexão, da argamassa de cimento Portland reforçada por fibras de polipropileno, PP7.

Os perfis de fratura apresentados na Figura 4.93, em comparação com os da Figura 4.92 mostram claramente o efeito que a presença das fibras promove no comportamento à fratura das argamassas estudadas. Pode-se observar que no caso da argamassa plena de cimento aluminoso, A0, Figura 4.92, a propagação da trinca se dá de maneira instável, ocasionando ruptura frágil do compósito, enquanto que na Figura 4.93 a propagação da trinca ocorre de forma sinuosa, uma vez que a trinca sofre desvio ao entrar em contato com as fibras. Esse fato (Bridging) promove um retardo na propagação da trinca e, conseqüentemente, no rompimento do compósito.



Figura 4.95 – Corpo de prova fraturado em compressão da argamassa de cimento aluminoso reforçada por fibras de aço inoxidável (AN7).

A Figura 4.95 mostra que, para compósitos reforçados por fibras, as mesmas garantem um certo amortecimento impedindo que haja fratura catastrófica com a

manutenção da capacidade de carregamento, embora a níveis inferiores a carga máxima atingida no ensaio.

5 ANÁLISE DE RESULTADOS

5.1 COMPRESSÃO

De um modo geral, a fratura por compressão é caracterizada pelo esmagamento do corpo de prova. Para as argamassas reforçadas no entanto, a presença das fibras garante um certo amortecimento (Figura 4.95), mantendo-se a capacidade de carregamento antes do rompimento final do corpo de prova embora a níveis inferiores à carga máxima atingida (FUJIYAMA, 1996).

Conforme mostrado nas Tabelas 4.1 e 4.2, a resistência à compressão aumenta com o aumento da fração volumétrica de fibras de aço incorporadas tanto à argamassa de cimento Portland quanto à de cimento aluminoso. Entretanto, a Fig 4.17 indica que a taxa desse aumento decresce com o aumento de V_f , atingindo um valor nulo para V_f em torno de 1,3 e a partir daí, σ_c entra em declínio.

Considerando que as fibras apresentam boa aderência à matriz e que a condição de igualdade de deformação (isodeformação) nas fibras e na matriz prevalece, o limite de resistência da argamassa reforçada deve atingir níveis superiores ao da argamassa plena, em virtude do fato que o módulo de elasticidade do aço é consideravelmente superior ao da argamassa. A queda de σ_c para valores de V_f maiores que 1,3% pode ser atribuída ao aumento da contiguidade entre as fibras, com o conseqüente embolamento das mesmas e a crescente dificuldade em atingir homogeneidade da microestrutura e aleatoriedade na distribuição das fibras na matriz.

Segundo BRESCANSIN (2003), sabe-se que o teor de fibras influi diretamente na trabalhabilidade das misturas, i.e, quanto maior o teor de fibras, maior a probabilidade de obtenção de uma mistura não homogênea, afetando negativamente a resistência à compressão dos compósitos produzidos.

Uma tendência semelhante às observações acima mencionadas tem sido verificada por HAKTANIK et al (2006). Segundo esses autores, a adição de fibras de aço na proporção de 25 kg por metro cúbico de concreto, utilizado na fabricação de tubulações, foi associado a um aumento de 6,9% na resistência à compressão. Porém, o aumento da quantidade de fibras para 40 kg/m³ resultou em apenas 6,1% de aumento da resistência à compressão. De fato, os concretos sem reforço e reforçados por fibras de aço nas dosagens de 25 e 40 kg/m³ apresentaram resistência à compressão da ordem de 37,6; 40,2 e 35,3 MPa, respectivamente.

Outro fator que pode ter influência na trabalhabilidade de argamassas se refere ao fator de forma, λ , dado pela razão entre o comprimento e o diâmetro das fibras (L/d). Para elevados valores desse fator, particularmente acima de 100, a trabalhabilidade das misturas de argamassas e concretos pode ser reduzida, dificultando, assim, a incorporação das fibras devido à ocorrência de embolamento das mesmas durante a sua dispersão (VANDERWALLE, 1996).

Segundo FIGUEIREDO (2000), quanto maior for o fator de forma, maior será a influência da fibra na perda de fluidez da mistura. Isso ocorre em virtude da elevada superfície específica das fibras, resultando no aumento do atrito interno e conseqüentemente na redução de mobilidade dentro da matriz, o que demanda maior quantidade de água de molhagem.

Baseando-se na morfologia das fibras de aço, o fator de forma foi estimado em 108 e 53 para o aço inoxidável e o aço ao carbono, respectivamente. Assim sendo, esperava-se que a resistência à compressão da argamassa reforçada por aço inoxidável fosse invariavelmente inferior à reforçada por aço ao carbono. No entanto, deve-se considerar outros fatores que possam influenciar a resistência à compressão dos compósitos em questão. Nesse sentido, aponta-se a ligação entre as fibras e a matriz, fator este melhorado no caso das fibras de aço inoxidável em virtude de sua melhor ancoragem com a matriz em função de sua própria geometria e rugosidade superficial.

Resultados qualitativamente convergentes com os apresentados neste trabalho foram encontrados por SIVAKUMAR E SANTHANAM (2007) que estudaram o comportamento à compressão de concretos reforçados por fibras metálicas e não metálicas (aço, polipropileno, poliéster e fibra de vidro) utilizando diferentes frações volumétricas das referidas fibras. Com o intuito de comparar a vantagem do uso

dessas fibras, os referidos autores fabricaram amostras de concreto pleno na forma de cubos de 100 mm, utilizando 372 kg/m³ de cimento Portland, 28 kg/m³ de sílica ativa, 750 kg/m³ agregado miúdo, 570 kg/m³ de agregado graúdo com $D_{m\acute{a}x}$ de 10 mm, 160 kg/m³ de água e 8 kg/m³ de superplastificante. Os compósitos foram ensaiados em compressão após a cura por 28 dias imersos em água. Também foram fabricados concretos de polipropileno tendo sido adicionado à dosagem acima, o teor de 0,5% em volume destas fibras, correspondia a 4,5 kg/m³. As fibras apresentavam 20 mm de comprimento e 0,1 mm de diâmetro.

Os resultados mostraram que não houve aumento da resistência à compressão quando da adição das referidas fibras, obtendo-se resistência de idêntica ao do concreto não reforçado (56,1 MPa). Quando da adição de fibras de poliéster, houve queda na resistência à compressão com a incorporação de 0,5% em volume de fibras na matriz, tendo-se obtido o valor de 55,1 MPa. Somente as fibras de aço e de vidro nos teores de 0,5% promoveram aumento de resistência, tendo sido encontrados valores da ordem de 59,2 e 57,8 MPa, respectivamente.

MARAR et al (2011) avaliaram a resistência à compressão de concretos de média e alta resistência reforçados por fibras de aço variando a fração volumétrica desde 0,5% até 2,0%. As fibras apresentavam diferentes razões de aspecto (60, 75 e 85). Concretos de média resistência foram produzidos utilizando-se relação água/cimento igual a 0,55 e de alta resistência, com relação a/c igual a 0,31, tendo sido ensaiados três corpos de prova para cada condição experimental. Os resultados obtidos mostraram que o aumento da fração volumétrica de fibras de aço, assim como da razão de aspecto, promove um aumento da resistência à compressão para ambos os tipos de concreto estudados. Para o concreto de média resistência e sem reforço a resistência à compressão obtida foi da ordem de 32 MPa, enquanto que a incorporação de 2% em volume de fibras com relação de aspecto de 60 aumentou a resistência para 39,9 MPa. Da mesma forma, para um mesmo valor de V_f de fibras de aço incorporadas no concreto, por exemplo, 2%, a variação da razão de aspecto de 60 para 83 elevou a resistência à compressão de 39,9 para 42,9 MPa, valores esses 24,9 e 34% superiores aos do concreto sem reforço. No caso do concreto de alto desempenho, o uso de fibras de aço de razão de aspecto 60 e no teor de 2% em volume promoveu um aumento da resistência à compressão da ordem de 21 % tendo sido encontrado para o valor de 89 MPa. E por fim, para a mesma fração volumétrica de 2% a variação da razão de aspecto de 60

para 83 promoveu aumentos de resistência da ordem de 21; 24,5 e 27,3% em relação ao concreto pleno de alta resistência.

De acordo com as Tabelas 4.1 e 4.2, o módulo de elasticidade, E_c , encontrado neste trabalho aumenta com o aumento da fração volumétrica de fibras de aço, pois as fibras incorporadas são de alto módulo de elasticidade e, de acordo com a regra das misturas, quanto maior o teor destas fibras maior será o módulo do compósito produzido. Aplicando-se a referida regra (Eq 2.5) e considerando $E_{aço}$ igual a 200 GPa, obtém-se os valores listados nas Tabelas 5.1 e 5.2 abaixo, em comparação aos obtidos experimentalmente. No que se refere ao reforço de fibras poliméricas, o módulo de elasticidade do compósito descrece em relação ao das argamassas sem reforço. Nesse sentido, aponta-se ao fato que o módulo de elasticidade das fibras se situa em torno de 1,2 GPa (ARAÚJO, 2005) o que, de acordo com a regra das misturas significa que o módulo de elasticidade do compósito deve ser aproximadamente igual ao da argamassa plena, isto é, bem superior aos valores constatados experimentalmente. Essa discrepância deve ao aumento da porosidade associada a incorporação desse tipo de fibras. Em função dos referidos fatores citados acima o módulo de elasticidade sofreu uma queda da ordem de 30,5% e 37,6% para a argamassa de cimento Portland e de cimento Aluminoso respectivamente.

Resultados obtidos por SIVAKUMAR E SANTHANAM (2007) indicaram um aumento no valor de E_c associado a adição de diferentes tipos de fibras ao concreto. No entanto, os valores encontrados para o mesmo teor de 0,5% em volume foram de 33,1; 33,2; 33,7 e 34,8 GPa, para polipropileno, aço, vidro e poliéster, respectivamente, comparados com um valor em torno de 33,1 GPa para o concreto pleno.

RODRIGUES (1999) constatou que a presença das fibras de sisal na fração volumétrica de 3% em volume reduziu o módulo de elasticidade do compósito, E_c , em 20,5% em relação à argamassa plena.

Conforme mostrado nas Tabelas 4.1 e 4.2, o coeficiente de Poisson aumenta com o aumento da fração volumétrica de fibras de aço. Isto é compatível com o fato que o coeficiente de Poisson do compósito deve estar situado entre os valores da argamassa plena e do aço. No que se refere às argamassas reforçadas por fibras de polipropileno o coeficiente de Poisson do compósito também aumentou com a

incorporação das referidas fibras no teor de 0,7%, consistente com o fato que o coeficiente de Poisson do polipropileno é superior ao das argamassas plenas.

Os valores encontrados para os coeficientes de Poisson neste trabalho são semelhantes aos encontrados por RODRIGUES (1999), nas argamassas de cimento Portland reforçadas com fibras de sisal nos teores de 3% em relação ao peso do cimento. Segundo o autor, os valores encontrados variaram entre 0,17 para as argamassas sem reforço e 0,23 para as reforçadas por fibras de sisal, de 25 mm de comprimento. FREITAS (2009), desenvolvendo concretos leves estruturais de cimento Portland, obteve para o concreto pleno ν igual a 0,21 e para os reforçados por fibras curtas de polipropileno, na proporção de 2% em volume, ν igual a 0,25.

5.2 ENSAIOS DE FLEXÃO

Conforme os gráficos apresentados nas Figuras 4.23 a 4.38, a curva de carregamento em flexão apresenta uma região linear elástica até um determinado nível de carga a partir do qual ocorre um desvio da linearidade. Além disso, as referidas figuras mostram que a adição tanto de fibras metálicas como de fibras poliméricas modifica a inclinação da região linear elástica e conseqüentemente o módulo de elasticidade E_c do compósito produzido em relação à argamassa sem reforço. Outro efeito marcante da adição de fibras se refere ao fato que a ruptura do compósito passa a ocorrer gradualmente, e não de maneira brusca. Assim sendo, o compósito continua a suportar carga, embora em níveis bem inferiores à carga máxima atingida, apresentando grande deformação (RODRIGUES, 1999). Segundo FUJIYAMA (1996), o desvio da linearidade, constatado nas curvas $P-\delta$, é frequentemente caracterizado por uma queda momentânea no nível de carregamento, em virtude do aparecimento das primeiras trincas, a partir do qual a carga é transferida efetivamente da matriz para as fibras (FUJIYAMA, 1996).

O aumento da resistência à flexão à medida que V_f aumenta pode ser explicado pelo fato que quanto maior a fração volumétrica menor o espaçamento entre as fibras, permitindo que a carga aplicada seja mais rapidamente transferida e suportada pelas fibras adjacentes.

Segundo CHAWLA (1987), quando o compósito é submetido a uma tensão trativa surge uma fissura que começa a se propagar perpendicularmente à superfície da interface. Entretanto, ao encontrar fibras em seu caminho essa trinca tende a

desviar-se, e para prosseguir, precisa que mais energia seja fornecida fazendo com que o compósito seja capaz de suportar uma maior carga aplicada. Assim sendo, quanto maior a quantidade de fibras presentes na matriz, mais a trinca irá sofrer desvio e maior a quantidade de energia para a sua propagação, o que leva a um aumento da capacidade portante do compósito.

No que se refere à deflexão dos corpos de prova, os resultados mostrados nas Tabelas 4.3 e 4.4 indicam que o aumento de V_f implica um aumento de $\delta_{m\acute{a}x}$ bem como da deflexão total atingida no ensaio. O aumento concomitante de $\delta_{m\acute{a}x}$ e $P_{m\acute{a}x}$ que acompanha o aumento de V_f , implica conforme Tabelas 4.3 e 4.4, num aumento da energia integrada, $U_{m\acute{a}x}$.

No que se refere a influência de V_f , resultados semelhantes foram obtidos por KITAMURA (2009), quando avaliou a resistência à tração por compressão diametral de corpos de prova de concreto reforçados por fibras de aço. Observou-se que o aumento da fração volumétrica de fibras de aço de 0,7 a 2,0% promoveu um aumento da resistência à tração por compressão diametral e que os ganhos de resistência diminuía com o aumento de V_f , tendo concluído que o teor ideal de reforço foi de 0,7% uma vez que este foi o que apresentava melhor relação custo-benefício em termos econômicos.

RODRIGUES (1999) constatou que a presença de fibras de sisal resulta num aumento da utilidade da argamassa de cimento. A deflexão na fratura da argamassa sem reforço encontrava-se ao redor de 0,6 mm, enquanto que as reforçadas pelas fibras exibiam deflexão em torno de 10 mm. Embora não se tenha levantado neste trabalho a deflexão na fratura dos corpos de prova em função de V_f , as Figuras 4.57 a 4.72, indicam que os compósitos reforçados exibem níveis de deflexão superiores aos não reforçados.

ABU-LEBDEH et al (2012), avaliaram a resistência à flexão de painéis de concreto de alta resistência (VHSC). A dosagem dos constituintes cimentícios permitiu atingir resistências à compressão da ordem de 180 MPa. Os painéis foram reforçados por fibras de polipropileno de 25,4 mm e por microfibras de PVA de 12,7 mm incorporadas de modo que a fração volumétrica das fibras nos painéis fosse da ordem de 1,5%. O comportamento em flexão a três pontos foi avaliado em painéis de 431,8 x 50,8 x 19,05 mm enquanto que as dimensões dos painéis nos quais foram realizados ensaios de tração direta foram de 250,4 x 76,2 x 12,7 mm. Foram fabricados nove painéis, sendo três sem reforço, três painéis reforçados por fibras

de polipropileno e os demais por fibras de PVA. Os resultados mostraram que tanto a resistência à tração como a tenacidade à fratura dos painéis VHSC foram significativamente superiores àqueles obtidos nos painéis não reforçados. A presença das fibras, aumentou a tenacidade dos referidos painéis entre 80 e 190% enquanto que os aumentos na resistência à tração foram de 23 a 47%, dependendo do tipo de fibra empregada.

Finalmente, cabe salientar que a aplicação da Equação 2.10 para prever a resistência à fratura do compósito resultou em valores discrepantes em relação aos de σ_u listados nas Tabelas 4.3 e 4.4. De fato, valores previstos pela referida equação mostraram-se essencialmente iguais ao da argamassa plena, o que difere dos níveis experimentalmente constatados.

Embora a matriz do compósito sujeito ao carregamento flexivo possa trincar a uma deformação da ordem de $0,25 \times 10^{-3}$, a presença das fibras mantém a integridade estrutural dos corpos de prova permitindo, assim, o aumento da carga aplicada com o aumento da deflexão, embora a uma taxa inferior à correspondente ao regime linear. Isto significa que ambos os constituintes (matriz e fibras) estão participando em suportar o carregamento imposto. Atingida a carga máxima, o compósito perde gradualmente sua capacidade portante em razão do arrancamento das fibras, sendo que no caso das fibras poliméricas foi também constatada a ruptura das mesmas.

5.3 ENSAIOS DE IMPACTO

As Tabelas 4.5 e 4.6 indicam que com o aumento do volume de fibras de aço houve aumento significativo na energia de impacto, para ambas as argamassas de cimento.

O aumento da energia de impacto quando da incorporação de fibras de aço é considerado compatível com os resultados obtidos nos ensaios de flexão, uma vez que tais ensaios mostraram um aumento tanto na resistência quanto na capacidade de deformação das argamassas à medida que V_f aumenta.

Resultados que corroboram com os encontrados neste trabalho foram obtidos por BRESCANSIN (2003), que realizou ensaios de impacto Charpy em corpos de prova de pasta de cimento, reforçada por polpa de bambu nos teores de 6 e 14% em relação ao peso do cimento. Segundo a referida autora, o aumento no teor de

reforço de 6 para 14% promoveu um ganho na energia absorvida no impacto da ordem de 43,5%. FUJIYAMA (1996) avaliou a energia de impacto Charpy de argamassas de cimento Portland reforçadas por fibras de sisal de 25 e 45 mm no teor de 3% em relação ao peso de areia e cimento secos. Os resultados obtidos permitem concluir que a energia de impacto aumenta consideravelmente quando da incorporação das fibras de sisal e que quanto maior o tamanho da fibra maior a energia absorvida. Os valores encontrados na energia de impacto para os compósitos reforçados pelas fibras de sisal nos comprimentos de 25 e 45 mm foram de 2,04 e 3,28 J, respectivamente.

De acordo com as tabelas citadas a incorporação de fibras de polipropileno na proporção de 0,7% resultou num aumento da ordem de 12% na energia de impacto da argamassa de cimento Portland. Por outro lado, para a argamassa de cimento aluminoso esse aumento situou-se em torno de 7,4%.

A observação que o uso de fibras de polipropileno é pouco efetivo, em promover uma melhora na energia de impacto, pode ser atribuída a elevada superfície específica associada à alta razão de aspecto das fibras de polipropileno.

O fenômeno de aumento da energia de impacto com o aumento de V_f tem sido verificado em outros trabalhos, como pode ser constatado nos resultados obtidos por NOURI E MORSHEDIAN (1995).

WELLS E HANCOX (1973) estudaram o comportamento ao impacto Izod de estruturas sanduiche reforçadas por fibras de vidro e de carbono. Foram fabricados corpos de prova na forma de barras com 12,7 mm de largura, 2,5 mm de espessura e 300 mm de comprimento. Neles foram impregnados laminas de fibra de carbono e de vidro de tal modo que a fração volumétrica de ambas as lâminas nesse compósito sanduiche fosse da ordem de 60%. Também foram fabricados sete compósitos sanduiche com diferentes frações volumétricas de fibras de carbono e vidro, variando o teor de fibra de carbono e de vidro desde 10% a 90% além de compósitos somente reforçados por fibras de carbono ou por fibras de vidro nos teores de 60% em volume. Os corpos de prova, que não continham entalhe, foram ensaiados em um equipamento capaz de fornecer energia máxima de impacto da ordem de 13,6 J e cujo pêndulo impacta os corpos de prova com velocidade da ordem de 2,5 m/s. Os resultados obtidos pelos autores comprovaram que as estruturas sanduiche reforçadas com teores iguais tanto de fibras de carbono como de fibras de vidro, 50% de cada, tiveram um aumento na energia de impacto da

ordem de 2,5 a 5 vezes dependendo do tipo de resina empregada, se comparadas com as estruturas reforçadas apenas por laminas de carbono no mesmo teor.

5.4 – ENSAIOS DE INTEGRAL J

Para uma dada fração volumétrica, as Tabelas 4.7 e 4.8 mostram que a energia absorvida na carga máxima, $U_{m\acute{a}x}$, dos compósitos reforçados por aço inoxidável é superior àquela determinada nos compósitos reforçados por aço ao carbono, para ambas as argamassas de cimento. Este fato se deve a própria morfologia das fibras de aço inoxidável, que apresentam uma melhor ancoragem com a matriz cimentícia e, assim sendo, são capazes de absorver uma maior quantidade de energia antes de serem arrancadas da matriz.

O aspecto de melhor ancoragem do aço inoxidável também se reflete na capacidade portante dos corpos de prova, conforme mostrado nas Tabelas 4.9 e 4.10. No que se refere aos níveis de $\delta_{m\acute{a}x}$ observa-se uma ligeira superioridade dos corpos de prova reforçados por aço inoxidável. Isto se deve ao aumento na capacidade portante em virtude do fenômeno de ancoragem associado com as fibras de aço inoxidável.

Conforme mostrado nas Tabelas 4.7 a 4.10, a adição de fibras de polipropileno na fração de 0,7% está associada a um aumento em $U_{m\acute{a}x}$, $P_{m\acute{a}x}$ e $\delta_{m\acute{a}x}$ para ambas as argamassas de cimento. Tais aumentos foram superiores aos correspondentes valores constatados para a mesma fração volumétrica de aço inoxidável e ao carbono. Isto se deve a morfologia das fibras de polipropileno, que são muito finas em comparação com às dos aços, o que implica em maior número de fibras por unidade de volume da matriz e, conseqüentemente, maior eficiência em controlar o processo de trincamento da argamassa.

Finalmente, o aumento de $U_{m\acute{a}x}$, $P_{m\acute{a}x}$ e $\delta_{m\acute{a}x}$, com o aumento de V_f pode ser atribuído aos mesmos efeitos delineados acima. Mais especificamente, o aumento de V_f implica maior número de fibras por unidade de volume e conseqüentemente maior controle do processo de trincamento com conseqüente aumento da resistência à fratura, manifestado pelo aumento de $J_{m\acute{a}x}$.

Os dados de U_i e J_i constantes nas Tabelas 4.7 e 4.8 se referem ao ponto de desvio da linearidade das curvas de carregamento dos corpos de prova entalhados (Figuras 4.47 a 4.62). Assim sendo, o aumento de U_i se deve a um aumento

correspondente em P_i . Associando o atingimento de P_i ao início da fissuração, pode-se concluir que o aumento da fração volumétrica de fibras de aço resulta num retardamento do início da fissuração, para ambas as argamassas. Por outro lado, a presença de fibras de polipropileno foi associada a uma diminuição no nível de U_i , em comparação com as argamassas reforçadas pela mesma fração volumétrica de fibras de aço. Isto significa que, provavelmente, a fissuração nas argamassas reforçadas por polipropileno tenha se iniciado a um nível de carregamento P_i inferior ao das argamassas reforçadas por fibras de aço. No entanto, conforme mencionado anteriormente, as fibras de polipropileno exercem maior controle do processo de fissuração, o que implica maior valores de $U_{máx}$ e $J_{máx}$.

Exemplos de outros trabalhos compatíveis com os resultados apresentados a respeito da integral J foram desenvolvidos por vários autores.

BRESCANSIN (2003) determinou a integral J na carga máxima, $J_{máx}$, em corpos de prova de pasta de cimento reforçada por polpa de bambu refinada nos teores de 8 e 14% em relação ao peso do cimento. Foi constatado que $J_{máx}$ aumenta com o aumento do teor de reforço apresentando magnitude da ordem de 776 J/m^2 nos compósitos reforçados por 14% de polpa, valor este 264% superior aos reforçados por 8%.

Outro exemplo se refere ao estudo realizado por FUJIYAMA (1997) sobre a influência das fibras de sisal de 25 e 45 mm de comprimento em argamassas de cimento Portland. Os resultados por ele encontrados mostraram que o aumento do comprimento das fibras incorporadas na argamassa, de 25 para 45 mm, implica em aumento tanto dos níveis de J_i , como de $J_{máx}$. Para a argamassa plena, o referido autor encontrou, o valor de $29,1 \text{ J/m}^2$ para $J_{máx}$ e nas reforçadas por fibras de 25 e 45 mm de comprimento, os valores obtidos foram 1876 e 2740 J/m^2 , respectivamente. No desvio da linearidade, os valores correspondentes de J_i se situam em torno de 55,7 e $97,4 \text{ J/m}^2$, respectivamente. É importante acrescentar que os valores de $J_{máx}$ relatados pelo autor para as argamassas reforçadas, são significativamente superiores aos encontrados neste estudo. Isto se deve ao fato que as fibras de sisal são muito mais eficientes do que as de aço em promover a dutilidade do compósito.

Resultados obtidos por FREITAS (2009) sobre a influência da incorporação de 2% em volume de fibras de polipropileno a um concreto leve de alto desempenho mostraram que houve melhora significativa tanto nos valores de J_{Ic} como nos de

$J_{m\acute{a}x}$, tendo encontrado os respectivos valores de 306 e 2916 J/m². Cabe acrescentar que para o concreto pleno tais valores se situavam ao redor de 59 e 70 J/m².

5.4.1 – Estimativa de K_{Ic}

Valores de K_{Ic} estimados a partir dos respectivos valores de J_{Ic} são ocasionalmente denominados na literatura referente a mecânica da fratura elastoplástica por K_{Jc} . Assim sendo, K_{Jc} foi estimado utilizando a relação:

$$J_{Ic} = \frac{K_{Jc}^2 (1-\nu^2)}{E} \quad (5.1)$$

Por outro lado, para o comportamento essencialmente linear elástico, valores de K_{Ic} podem ser calculados diretamente a partir do conhecimento da carga de iniciação da fratura P_i , correspondente ao término do referido comportamento.

Combinando as equações 3.9 e 3.10 e levando em consideração as dimensões dos corpos de prova entalhados ($L = 0,27$ m, $B = 0,05$ m, $W = 0,05$ m e $a/W = 1/2$), obtém-se a expressão 5.2 que fornece K_{Ic} em MPa \sqrt{m} , em função da carga P_i em kN.

$$K_{Ic} = \frac{3P_i L}{BW^{3/2}} * 0,888 = 1,2867P_i \quad (5.2)$$

Os valores de K_{Ic} calculados de acordo com os procedimentos mencionados, são apresentados nas Tabelas 5.1 e 5.2, para as argamassas de cimento Portland e aluminoso, respectivamente. Encontram-se também nessas tabelas os valores médios de P_i para cada condição microestrutural das argamassas em questão.

Tabela 5.1 – Valores de K_{Ic} e K_{Jc} para os compósitos a base da argamassa de cimento Portland.

Material	P_i (kN)	K_{Ic} (MPa \sqrt{m})	K_{Jc} (MPa \sqrt{m})
P0	0,56	0,721	1,167
PN7	0,80	1,029	1,600
PN14	0,85	1,094	2,184
PN20	1,08	1,390	2,380
PC7	0,72	0,926	1,365
PC14	0,83	1,068	1,934
PC20	0,97	1,248	2,110
PP7	0,66	0,849	1,138

Tabela 5.2 – Valores de K_{Ic} e K_{Jc} para os compósitos a base da argamassa de cimento aluminoso.

Material	P_i (kN)	K_{Ic} ($MPa\sqrt{m}$)	K_{Jc} ($MPa\sqrt{m}$)
A0	0,59	0,760	1,386
AN7	0,86	1,107	2,170
AN14	0,97	1,248	2,466
AN20	1,00	1,287	2,830
AC7	0,75	0,965	1,797
AC14	0,80	1,029	2,061
AC20	0,96	1,235	2,295
AP7	0,77	0,991	1,175

Observa-se, a partir dessas tabelas, que os valores críticos de K estimados usando a expressão 5.1 são invariavelmente superiores aos calculados diretamente pela substituição de P_i na Equação 5.2. Tal discrepância pode ser atribuída a pequenos desvios da linearidade por parte das curvas de carregamento ($P-\delta$) dos corpos de prova, desvios estes inerentes ao comportamento de materiais cimentícios. Deste modo, pode-se concluir que adotando os valores de K_{Ic} para qualificar os compósitos em relação ao seu comportamento na fratura, é considerado um procedimento mais conservador.

6 – CONCLUSÕES

O objetivo principal do presente estudo foi de investigar o efeito da adição de fibras de aço e polipropileno em diferentes frações volumétricas no comportamento à fratura de argamassas de cimento Portland e aluminoso submetidas a ensaios de compressão, flexão e impacto. O programa experimental adotado para alcançar tais objetivos permitiu chegar as seguintes conclusões.

O comportamento mecânico das referidas argamassas depende do tipo e fração volumétrica, V_f , das fibras empregadas como reforço. A incorporação de fibras de aço nas argamassas, tanto de cimento Portland como de aluminoso, promoveu aumento da resistência à compressão, σ_c , quando comparadas às argamassas sem reforço, tendo atingido seu valor máximo para 1,3% em volume de fibras, para ambas as argamassas. Enquanto que valores de 42 e 48 MPa foram constatados para a resistência à compressão das argamassas plenas de cimento Portland e aluminoso, respectivamente, valores máximos de 54 e 60 MPa corresponderam à presença de aproximadamente 1,3% de volume de fibras. Entretanto, a incorporação de fibras de polipropileno, ao contrário das fibras de aço, promoveu diminuição da referida resistência para ambas as argamassas de cimento, atingindo níveis para as argamassas de cimento Portland e aluminoso da ordem de 40 e 41 MPa, respectivamente.

A queda de σ_c para valores de V_f acima de 1,3% no caso das argamassas reforçadas por fibras de aço pode ser atribuída ao aumento da contiguidade entre as fibras, com o conseqüente embolamento das mesmas e a crescente dificuldade em atingir homogeneidade de distribuição no volume e aleatoriedade na orientação das mesmas na matriz.

Com relação ao módulo de elasticidade, E , observa-se que o mesmo aumentou ligeiramente com o aumento de V_f das fibras de aço incorporadas a

ambas as matrizes, cujos módulos se situaram em torno de 30 GPa. O valor de E atingiu seu máximo para V_f igual a 2% em ambas as argamassas de cimento. Os valores de E encontrados nesse caso foram da ordem de 32 GPa para ambos os compósitos reforçados por fibra de aço na matriz de cimento Portland e 34 GPa na matriz de cimento aluminoso.

A incorporação de fibras de polipropileno no teor de 0,7% em volume resultou em queda do valor de E para ambas as argamassas embora a queda tenha sido mais significativa para a matriz de cimento aluminoso. O valor do módulo de elasticidade se situou em torno de 23 e 21 GPa, para a matriz era de cimento Portland e aluminoso, respectivamente.

A partir de um valor de 0,17, constatada para a argamassa plena de cimento Portland plena a presença de fibras de aço resultou na elevação de ν para 0,23. A presença de fibras de polipropileno também foi associada ao aumento da razão de Poisson do compósito para 0,22. Por outro lado, para a argamassa de cimento aluminoso, a adição de 2% em volume de fibras de aço implicou na elevação de ν de 0,19 para 0,23. Por outro lado, a adição de 0,7% de polipropileno elevou a magnitude de ν para 0,21.

A adição de fibras de aço e de polipropileno a argamassa de cimento Portland e de cimento aluminoso resultou no aumento da capacidade portante, $P_{m\acute{a}x}$, bem como da capacidade de deformação de corpos de prova carregados em flexão. Tal aumento se tornou mais significativo com o aumento de V_f , sendo as fibras de aço inoxidável mais eficientes em comparação com as de aço ao carbono.

A incorporação de 0,7% em volume de fibras de polipropileno exerceu essencialmente o mesmo efeito, constatado para a mesma fração volumétrica das fibras de aço inoxidável, sobre a capacidade portante, para ambas as argamassas. Em relação às fibras de aço ao carbono, adicionadas na mesma proporção, sua influência se mostrou menos eficiente em aumentar a capacidade dos corpos de prova de flexão.

A energia absorvida no processo de fratura por impacto aumentou com o aumento de V_f , sendo as fibras de aço inoxidável mais eficientes que as de aço ao carbono. Para a fração volumétrica de 0,7% as fibras de polipropileno mostraram-se menos eficientes em comparação com as fibras de aço.

A tenacidade das argamassas de cimento expressa pela magnitude da integral J na carga máxima aumentou com o aumento de V_f para todas as fibras utilizadas no estudo. Enquanto que as argamassas plenas exibiram valores de $J_{m\acute{a}x}$ da ordem de 46 e 61 J/m^2 respectivamente, para a argamassa de cimento Portland e aluminoso, valores de $J_{m\acute{a}x}$ em torno de 1415 e 1824 J/m^2 foram encontrados quando da incorporação de fibras de aço inoxidável na fração volumétrica de 2%. Para o aço ao carbono na mesma fração volumétrica, de 2%, os valores de $J_{m\acute{a}x}$ correspondiam à 1121 e 1387 J/m^2 .

A presença de 0,7% em volume de fibras de polipropileno resultou na elevação do nível de $J_{m\acute{a}x}$ para 767 e 1246 J/m^2 para as argamassa de cimento Portland e aluminoso, respectivamente. Tais valores foram superiores aos constatados quando da presença de fibras de aço na mesma fração volumétrica. A variação de J_i com V_f das fibras de aço segue o mesmo raciocínio abordado na conclusão acima. Para as fibras de polipropileno, constatou-se que a presença das mesmas foi associada a um nível mais baixo de J_i , em comparação ao constatado para as fibras de aço na mesma proporção.

Finalmente, cabe ressaltar que a presença de fibras de aço foi associada a melhoria do comportamento mecânico em todos os seus aspectos, para ambas as argamassas, sendo o aço inoxidável mais eficiente nesse sentido. Por outro lado, embora as fibras do polipropileno, resultassem na melhoria da resistência à fratura evidenciada pelo aumento de $J_{m\acute{a}x}$, a resistência à compressão na presença dessas fibras sofreram uma degradação considerada tolerável em relação à aplicabilidade de ambas as argamassas.

6.1 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Estudar o comportamento à fratura e ao impacto de corpos de prova de argamassas de cimento portland e aluminoso utilizando diferentes tipos de fibras, com diferentes razões de aspecto.
- Avaliar a influência do uso de aditivos plastificantes no comportamento mecânico das argamassas produzidas.

- Adotar testes alternativos tal como o ensaio japonês para o levantamento do fator de tenacidade na flexão de prismas sem entalhe carregados em quatro pontos.

7 REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Abu-Lebdeh, T. M.; Fini, E.; Lumpkin, M., Flexural and Tensile Characteristics Of Micro Fiber-Reinforced Very High Strenght Concrete Thin Panels, American Journal of Engineering and Applied Sciences, 2012, Vol. 5(2), pg. 184-197.

Agopyan, V.; Savastano J. H., A experiência brasileira com as fibras vegetais. Técnica, São Paulo, v. 6, n. 32, p. 38-43, jan/fev, 1998.

Alexander, M. G.; Fourie, C. W. Acid Resistance of Calcium Aluminate Cement in Concrete Sewer Pipe Mixtures. In: International Conference On Calcium Aluminate Cements (CAC), July, 2001, Edinburgh. UK. Proceedings. p. 633-645.

Allem, H. G., (1972), The Strength of thin composites of finite width, with brittle matrices and random discontinuous reinforcing fibers., Journal Physics D: Applied Physics, 5, pp.331.

Andrade, C.; Sagraera, J. L.; Hidalgo, A.; Alonso, C. Effect of Humidity in the Natural Carbonation of CAC. In: International Conference On Calcium Aluminate Cements (CAC), July, 2001, Edinburgh. UK. Proceedings. p. 361-369.

Araújo, F. T. C., Estudo do comportamento de Juntas de argamassa Reforçadas com fibras de Polipropileno, Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal de Alagoas, 2005.

Azis, M. A.; Paramasivam, P.; Lee, S. L., Concrete Reinforced With Natural Fibers. In: Swamy, R. N., (editor). New Reinforced Concretes. 1 ed. Glasgow: Blackie & Son, Ltd, 1984, v. 2, cap. 3, p. 106-140.

Bahia. Centro De Pesquisas e Desenvolvimento. Cartilha para a fabricação de telhão em argamassa armada. Rio de Janeiro, BNH, 1985, 25p.

Balaguru P.N.; Shah, S.P., Fiber-Reinforced Cement and Concretes, McGraw-Hill, New York, USA, 1992.

Bate, S.C.C., Report on the Failure of Roof Beams at Sir John Cass's Foundation and Red Coat Watford, Current Paper 58/74. June 1974.

- Beddar, M., An experimental study of porosity and permeability characteristics of steel fibre reinforced concrete. In: DHIR, Ravindra K.; Harrison, Thomas A.; Newlands, Moray D. Cement Combinations for Durable concrete. Londres: Thomas Telford. 868 p. p. 371-382, 2005.
- Bentes, R. F.; Vasconcellos, L. A. E., O reforço das fibras. *Téchne*, São Paulo, v. 1, n. 3, 28-30, mar./abr. 1993.
- Bentur, A.; Mindess, S. Fibre reinforced cementitious composites. United Kingdom. Barking, Elsevier. 1990.
- Brescansin, J., Comportamento à fratura de Compósitos de Matriz Cimentícia Reforçada com Polpa de Bambu, Dissertação de Mestrado, Departamento de Ciência dos Materiais e Metalurgia, PUC/Rio, 2003.
- Broek, D., Elementary Engineering Fracture Mechanics, Four revised edition, Martins Nijhoff Publishers, 1987
- Brown, R.; Shukla, A.; and Natarajan, K.R., Fiber Reinforcement of Concrete Structures, Uritc Project No. 536101, University of Rhode Island, September, 2002.
- Building Research Establishment, High Alumina Cement Concrete in Buildings. Bre, Garston, Watford, Curent paper 34/75, April 1975.
- Callister, Jr., Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução, 5^a Edição, LTC Editora, 2002.
- Campello, E.C., Comportamento em Fadiga de Compósitos Cimentícios Reforçados por Polpa de Bambu, Dissertação de Mestrado, Departamento de Ciência dos Materiais e Metalurgia, PUC/Rio, 2006.
- Cangliano, S.; Plizzari, G. A.; Cadoni, E.; Frigeri, G.; Teruzzi, T., On durability of Steel Fibre Reinforced Concrete. Cement combinations for durable concrete. Londres: Thomas Telford. 868 p.477-486, 2005.
- Colleparidi, S.; Monosi, S.; Favoni, O.; Colleparidi, M. Fiber-Reinforced, High-Performance Mortars with High-Alumina Cement and Silica Fume. In: International Conference On Calcium Aluminate Cements (CAC), July, 2001, Edinburgh. UK. Proceedings. p. 649-657.
- Coutts, R. S. P.; Warden, P. G., Sisal pulp reinforced cement mortar. *Cement & Concrete Compósitos*, 14, pp. 17-21, 1992.
- Cox, H. L., The Elasticity and Strength of Paper and other Fibrous Materials, *British Journal of Applied Physics*, vol. 3, pp. 77, 1952.
- De Souza, L. F. A., Estudo da cura do concreto numa simulação dos efeitos di aquecimento global, Dissertação de Mestrado, Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFF/Niteroi, Julho, 2009.

Dos Anjos, M. A. S., Compósitos à base de Cimento Reforçado com polpa de Bambu: Caracterização Física, Mecânica e Microestrutural, Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Civil, PUC/Rio, 2002.

Dowling, N. E., Mechanical Behavior of Materials, Prentice-Hall International Inc., Englewood Cliffs, New Jersey, 1993.

Dresher, W. H. (April, 1969). J. Metals, 21, 17.

EGF P1-90, Recommendations for Determining the Fracture Resistance of Materials, European Group on Fracture, 1989.

Fanella, D. A.; Naamam, A. E., Stress-Strain Properties of Fiber Reinforced Mortar in Compression, ACI Journal, New Jersey, 1993.

Faria, E. F., Predição da exotermia da reação de hidratação do concreto através de modelo termoquímico e modelo de dados, Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Civil, UFRJ, Rio de Janeiro, 2004.

Farias, M. L. R.; Romildo T. F.; Fairbairn, E., Concreto de alto desempenho reforçado com fibras, Engenharia Estudo e Pesquisa, vol. 3, pp. 89-98, 2000.

Figueiredo, A.D.; Ceccato, M.R.; Torneli, P. Influência do comprimento da fibra no desempenho do concreto reforçado com fibras de aço. In: Reunião Anual do Ibracon, 39, São Paulo, SP. 5 a 8 de agosto de 1997. Anais. São Paulo: s.n., 1997. v.1, p. 347-356.

Figueiredo, A.D, Concreto reforçado com Fibras de aço. Escola politécnica da Universidade de São Paulo, Departamento de Engenharia de Construção Civil. São Paulo, 2000.

Figueiredo, M. K., Aplicação de Ensaio de Impacto Charpy instrumentado no estudo da tenacidade à fratura dinâmica nas soldas a arco submerso em aços para caldeiras, Tese de Doutorado, Departamento de Ciência e Engenharia de Materiais, USCar/SP, 2004.

Freitas, I. M, Laje Pré-moldada composta de vigotas de concreto leve armada e reforçada com fibras sintéticas e blocos de concreto celular, Tese de doutorado, Pós Graduação em Engenharia Civil, UFF/Niteroi, 2009.

Fujiyama, R. T., Argamassa de Cimento Reforçada por fibras de Sisal, Dissertação de Mestrado, Departamento de Ciência dos Materiais e Metalurgia, PUC/Rio, 1997.

George C.M., Manufacture and Performance of Aluminous Cement: A new perspective. Capítulo 14, Calcium Aluminate Cements, Proceedings, International Symposium held at Queen Mary and Westfield College, University of London. R.J. Mangabhai, ed., E& F.N. Spon, Chapman & Hall, N.York, 1990.

Ghavami, K.; Toledo Filho, R.D.; Barbosa, N.P. Behaviour of composite soil reinforced with natural fibers. Cement & Concrete Composites, 21, pp. 39-48, 1999.

Gopalaratnam, V. S.; Shah, S. P., Properties of Steel Fiber Reinforced in Cement Based Composites. Rylem Technical Committee 49-TFR, Third International Symposium on Developments in Fibre Reinforced Cement and Concrete, vol. 1.

Goyns, A., Calcium Aluminate Cement Linings for Cost-Effective Sewers. In: International Conference On Calcium Aluminate Cements (CAC), July, 2001, Edinburgh. UK. Proceedings. p. 617-631.

Gram, H. E., Durability of Natural fibers in Concrete. In: Swamy, R. N., ed Natural fiber reinforced cements and concretes, Glasgow, Blackie, 1988, pp. 147-172.

Guimarães, S. S., Some Experiments in Vegetable Fiber-Cement Composites, Centro de Pesquisa e Desenvolvimento, Informe Técnico, Ano II, No. 30, Setembro de 1987, pp. 01.

Halpin, J. C; Tsai S. W. "Effects of Environmental Factors on Composite Materials", AFML-67-4234, 1969.

Haktanir T.; Ari, K.; Altun, F.; Atis, C. D.; Karahan, O., Effects of steel fibers and mineral filler on the water-tightness of concrete pipes, Cement and Concrete Composites, vol. 28, pg. 811-816, 2006.

Hannant, D. J., Fiber Cement and Fiber Concrete, John Wiley & Sons, 1978.

Heinricks, H.; Berkenkamp, R; Lempfer, K., Ferchland, H. J. Global Review of Technologies and markets for building materials. In: International Inorganic-Bonded Wood and Fiber Composite Materials Conf., 7., Sun Valley, 2000. Proceedings Moscow, University of Idaho, 2000. (SHS Report).

IBGE (2006). Instituto Brasileiro de Geografia e Estatística, <http://noticias.uol.com.br/cotidiano/2009/03/25/ult5772u3355.jhtm>, março de 2009.

Irwin, G. R., Analysis of Stress and Strain Near the End of Crack Transversing a Plate, Journal of applied Mechanics, v. 24, 1957.

Isida, M., On the tension of a strip with a central elliptical hole. Trans. Jap. Soc. Mech. Eng. 21 (1955), apud David, B., Elementary Engineering Fracture Mechanics, Martins Nijhoff Publishers (1987).

John, V. M.; Agopyan V., Durability of Blast furnace-slag-based cement mortar reinforced with coir fibers. In: International Symposium on Vegetable Plants and their Fibers Building Materials, 2, Salvador, 1990. Proceedings, London, Chapman and Hall, 1990. Pp. 97-97.

Jones, R. M., Mechanics of Composite Materials, McGraw-Hill Company, 1975.

Khaloo, A. R.; Kim, N., Influence of Concrete and Fiber Characteristics on Behaviour of Steel Fiber Reinforced Concrete under Direct Shear. ACI Materials Journal, n.6, v. 94, 94-M67, pp. 592-601, 1997.

Kim, D. J.; Naamam A. E.; Tawil E. S., Comparative Flexural Behaviour of four Reinforced Cementitious Composites, *Cement & Concrete Composites*, No. 30, pp. 917-928, 2008.

Kitamura, S., Estudo Experimental da Influência do Teor de Fibras e das Dimensões dos Corpos de Prova na Resistência à Tração por Compressão Diametral e sua Relação com a Resistência à Tração na Flexão, Pos-graduação em Engenharia Civil, UFF/Niteroi, 2006.

Knott, J. F., *Fundamentals of Fracture Mechanics*, Butterworths, p. 273, 1979.

Krenchel, H., *Fiber Reinforcement*, Akademisk Forlag, Copenhagen, 1964.

Lima Junior, H. C.; Giongo, J. S., Concreto reforçado com fibras de aço com teores de adição de fibras de até 2% em volume. *Engenharia Estudo e Pesquisa*, Rio de Janeiro, Brasil, v. 5, n^o 2, pg. 23-33, 2002.

Lopes, M. R., Retardo de Trincas de Fadiga em Juntas Soldadas por Centelhamento, Dissertação de Mestrado, Departamento de Ciência dos Materiais e Metalurgia, PUC/Rio, 2001.

Magalhaes, A. G.; Marques, A. T.; Oliveira F. M. F.; Soukatchof, P.; Castro, P. T., *Mechanical Behaviour of Cementitious Matrix Composites*, Cement and Concrete Composites, 1995.

Mangat, P. S.; Azari, M.M., Influence of Steel Fiber Reinforcement on The Fracture Behaviour of Concrete in Compression, *The international Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete*, v. 6, n^o 4, pp. 219-232, 1984.

Marar, K.; Eren, O.; Yitmen I. Compression Specific Toughness of Normal Strength Steel Fiber Reinforced Concrete (NSSFRC) and High Strength Steel Fiber Reinforced Concrete (HSSFRC). In: *Materials Research*, May, 2011, vol. 14(2), pp. 239-247.

Maronna, M. G.; Prizskulnik, S., Cimento Aluminoso na Construção Civil: Usar ou não usar? Anais do 43^o Congresso Brasileiro de Concreto (Ibracon), 2001

Mehta, K. P.; Monteiro, J.P., *Concreto: Estrutura, Propriedades e Materiais*, São Paulo, SP – Ed. Pini, 1994.

Mehta, K. P., Role of pozzolanic and cementitious materials in sustainable development of concrete industry. *International Conference on Fly Ash, Silica Fume, Slag and Natural pozzolans*, 6., 1998, Farmington Hills. *Proceedings Farmington Hills: American Concrete Institute*, 1998.

Mindess, S., Fibre reinforced concrete: challenges and prospects. In: *Second University-Industry Workshop on Fiber Reinforced Concrete and Other Advanced Materials*. Toronto, Canada, 1995. *Proceedings*. pp.1-12.

Miloud, B., "The influence of fibre content on the performance of steel fibre refractory concrete". *Journal of Civil Engineering Research and Practice* Vol. 1 No. 1, 2004.

Mindess, S., Test to Determine the Mechanical Properties of the Interfacial Zone, Interfacial Transition Zone in Concrete, Edited by J.C. Maso, RILEM – Report 11, 1996.

Morgan, D. R.; Rich, L. D., Polyolefin fibre reinforced wet-mix shotcrete. In: ACI/SCA International Conference on Sprayed Concrete/Shotcrete - "Sprayed Concrete Technology for the 21st Century, American Concrete Institute and Sprayed Concrete Association. Proceedings. p. 127-138, 10 a 11 sept. 1996.

Neville, A. M., Propriedades do Concreto, Tradução Salvador E. Giammusso, 2^o edição, São Paulo, SP – Ed. Pini, 1997.

Nouri, R. M.; Morshedian, J., Impact, Compressive and Flow Properties of Fiber Reinforced Cementitious Composites, Iranian Journal of Polymer Science and Technology, vol. 4, No. 2, 1995.

Ochi, T. O.; Fukui, K., Development of Recycled PET fiber and it's Application as Concrete-Reinforced Fiber. Cement and Concrete Composites, 29, 2007, pp. 448-455.

Pandolfelli, V.C.; Peret, C. M., 2005, "Influence of steel fiber on the mechanical behavior of refractory castables upon drying". *Cerâmica vol. 51, n 317*, São Paulo.

Parameswaran, V. S.; Balasubramanian, K.; Ramakrishnan, V.; Krishnamoorthy, T. S., Toughness of Slurry Infiltrated Fibrous Concrete (SIFCON); in Daniel, J. I.; Shah S.P.

Prizskulnik, S.; Amaral, K. C.; Silva, C. S. L., Cimento aluminoso na restauração rápida e durável de pavimentos de concreto. Coinfra – Congresso de Infra-Estrutura de Transportes, 19 a 22 de junho de 2007, São Paulo – Brasil.

Raeder, M. F., Caracterização do Cimento Aluminoso e sua Aplicação em Concretos de Alta Resistência (CAR), Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Construção Civil, Universidade do Paraná, Curitiba, 2005.

Ramaswamy, H. S.; Ahuja, B. M.; Krishnamoorthy, S., Behaviour of Concrete Reinforced with jute, coir and bamboo Fibers. The International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete, 5, pp. 3-13, 1983.

Rice, J. R., Trans. Asme Journal of Applied Mechanics, Vol. 35, pp. 273, 1968

Ripper, T., Materiais Compósitos. Apostila da Disciplina Materiais Compósitos. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal Fluminense, 2000, 41p.

Rodrigues, S. C., Mecânica da Fratura de Compósitos de Matrizes Rígidas: Argamassas Reforçadas com Fibras de Sisal, Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Civil, PUC/Rio, 1999.

Roelfstra, P. E., Wittmann, F. H. Numerical method to link strain softening with failure of concrete. Fracture toughness and fracture energy of concrete. Proceedings of the International Conference on Fracture Mechanics of Concrete, pp. 163-175, Lausanne, Switzerland, 1986.

Sales, A. T. C., Retração, Fluência e Fratura em compósitos Cimentícios reforçados com polpa de Bambu, Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Civil, PUC/Rio, 2006.

Savastano Jr.; Agopyan, V. H., Fibras Naturais para Produção de Componentes Construtivos. Curso Internacional Materiales Compuestos Fibrorreforzados, Universidad Del Valle/Cyted Proyecto, Cali, Colombia, 1998.

Savastano, H. J., Zona de Transição entre Fibra e pasta de cimento Portland: Caracterização e inter-relação com as propriedades mecânicas do compósito, Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Civil da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 1992.

Scrivener, K. L.; Capmas, A. Calcium Aluminate Cement. In: Hewlett, P. C. Lea's Chemistry of Cement and Concrete. Fourth Edition. Elsevier Science & Technology Books, 2004, cap. 13, pp. 713-782.

Scrivener, K. L.; Carbrion, J. L.; Letourneux, R., 1999, "High-Performance Concretes from calcium aluminate cements". *Cement and Concrete Research*, v. 29, pp. 1215-1223.

Scrivener, K. L., Historical and Present Day Applications of Calcium Aluminate Cements. In: International Conference On Calcium Aluminate Cements (CAC), July, 2001, Edinburgh. UK. Proceedings. p. 3-23.

Silva, F. A., Tenacidade de Materiais Compósitos não Convencionais, Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Civil, PUC/Rio, 2004.

Silva, P. R., Argamassas com Adição de Fibras de Polipropileno – Estudo do Comportamento Reológico e Mecânico, Dissertação de Mestrado, Departamento de Construção Civil e Urbana, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, SP, 2006.

Singh, B.; Majumdar, A. J., Properties of Some Blended High-Alumina Cement. *Cement and Concrete Research*, Pergamon Press, V. 22, p. 1101-1114, 1992.

Sivakumar, A.; Santhanam M., Mechanical properties of high strength concrete reinforced with metallic and non-metallic fibres. *Cement & Concrete Composites*, March, 2007, vol. 29, pg. 603-608.

Srawley, J. E.; Brown, W. F., Fracture toughness testing methods, ASTM STP, 381 (1965), pp. 133-196.

Tavakoli, M., Tensile and Compressive Strengths of Polypropylene fiber reinforced concrete, in Daniel, J. I.; Shah, Surendra P.(ed); *Fiber Reinforced Concrete: Developments and Innovations*, pp. 61-72, American Concrete Institute, 1994.

Toledo Filho, R. D.; Scrivener, K.; England, G. L.; Ghavami, K., Durability of Alkali-sensitive sisal and coconut fibers in cement mortar composites. *Cement and Concrete Composites*, 22, pp. 127-143, 2000.

Toledo Filho, R. D.; Ghavami, K., England, G. L.; Scrivener, K., Development of Vegetable Fibre-Mortar Composites of Improved Durability. *Cement & Concrete Composites*, 25, pp. 185-196, 2003.

Toledo Filho, R. D.; Fontes, C. M. A.; Rosa, L. F. L.; Fairbairn, E. M. R.; Medeiros, J., "Physical and mechanical properties of refractory concrete reinforced with wollastonite and steel fibers after exposure to high temperatures". *Concrete Under Severe Conditions – Environment and Loading*, 2007.

Trottier, J. F.; Morgan, D. R.; Forgeron, D., Fiber Reinforced Concrete for exterior slabs-on-grade, part I, *Concrete International*, Estados Unidos: William J. Semoli, v. 19, n. 6, p. 35-39, jun 1997.

Wang, Y.; Li, V.C.; Backer, S., Tensile properties of synthetic fiber reinforced mortar. *Cement and Concrete Composites*, nº 12, p. 29-40, 1990.

Wells, A. A., Unstable Crack Propagation in Metals: Cleavage and Fast Fracture, Paper B4, Symposium in Crack Propagation, College of Aeronautics, Cranfield, 1961.