

Universidade Federal do Rio Grande do Sul  
Escola de Engenharia  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil – PPGEC

Análise Comparativa dos Fatores Influentes na Tensão Última de  
Protensão em Cabos Aderentes e Não Aderentes

Tiago Carvalho Leite Monteiro

Porto Alegre  
Julho de 2008

Tiago Carvalho Leite Monteiro

**ANÁLISE COMPARATIVA DOS FATORES INFLUENTES NA  
TENSÃO ÚLTIMA DE PROTENSÃO EM CABOS  
ADERENTES E NÃO ADERENTES**

DISSERTAÇÃO APRESENTADA AO PROGRAMA DE PÓS-  
GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL DA UNIVERSIDADE  
FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL, COMO PARTE DOS REQUISITOS  
PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO DE MESTRE EM ENGENHARIA.  
ORIENTAÇÃO: PROF. DR. FRANCISCO P. S. L. GASTAL

Porto Alegre

Julho de 2008

M791a Monteiro, Tiago Carvalho Leite  
Análise comparativa dos fatores influentes na tensão última de protensão em cabos aderentes e não aderentes / Tiago Carvalho Leite Monteiro. – 2008.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Escola de Engenharia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. Porto Alegre, BR-RS, 2008.

Orientação: Prof. Dr. Francisco de Paula Simões Lopes Gastal

1. Concreto protendido. 2. Análise numérica. I. Gastal, Francisco de Paula Simões Lopes, orient. II. Título.

CDU-624.012.46(043)

**TIAGO CARVALHO LEITE MONTEIRO**

**ANÁLISE COMPARATIVA DOS FATORES INFLUENTES NA  
TENSÃO ÚLTIMA DE PROTENSÃO EM CABOS  
ADERENTES E NÃO ADERENTES**

Esta dissertação de mestrado foi julgada adequada para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA, Estruturas, e aprovada em sua forma final pelo professor orientador e pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Porto Alegre  
Julho de 2008

Prof. Francisco de Paula Simões Lopes Gastal  
Ph.D., North Carolina State University  
Orientador da dissertação

Prof. Fernando Schnaid  
Coordenador do PPGEC / UFRGS

Banca examinadora:

Prof. Mauro de V. Real  
Dr., Universidade Federal do Rio Grande do Sul

Prof. Américo Campos Filho  
Dr., Universidade de São Paulo

Prof. Alexandre Pacheco  
Ph.D., Pennsylvania State University

Prof. Rubem Clécio Schwingel  
M.Sc., Universidade Federal do Rio Grande do Sul

A minha mãe, Thelma, e minha avó, Iracema  
dedico este trabalho.

## **AGRADECIMENTOS**

Ao prof. Francisco Gastal, pelo constante acompanhamento e motivação dados ao longo do trabalho.

Ao colega Marcelo Voelcker, pelo auxílio no início da pesquisa.

Ao prof. Rubem Schwingel e demais membros da RS Engenharia, pelo suporte dado no período da dissertação.

A minha mãe, Thelma, minha avó, Iracema, e toda a minha família, por todo carinho que sempre me deram.

A todos os meus amigos, em especial João Paulo, Rodrigo e Gustavo, e a minha namorada, Daniela, pelo apoio constante e compreensão nos momentos de ausência.

Ao colega Daniel Machado, pela ajuda com a formatação do trabalho.

A Universidade Federal do Rio Grande do Sul, por possibilitar o desenvolvimento desta pesquisa.

## RESUMO

MONTEIRO, T. C. L., Análise Comparativa dos Fatores Influentes na Tensão Última de Protensão em Cabos Aderentes e Não Aderentes

A protensão não-aderente caracteriza-se pela liberdade de deslocamento relativo entre o cabo de protensão e a fibra de concreto adjacente. A tensão na armadura de protensão no estado limite último é de difícil obtenção, não sendo dependente apenas das deformações em uma determinada seção transversal, mas sendo função de todas as deformações que ocorrem no concreto adjacente ao perfil de protensão. Para que seja obtida a tensão última, é necessária a integração das curvaturas ao longo de todo o elemento a fim de se obter o alongamento no cabo de protensão, o que se consegue com precisão apenas recorrendo-se a ferramentas numéricas, devido às não-linearidades físicas envolvidas no problema.

O método construtivo com protensão não aderente vem sendo cada vez mais utilizado na execução de edifícios no Brasil. O principal sistema de protensão não aderente é o que utiliza a mono-cordoalha engraxada e plastificada, que alia os benefícios da protensão e a simplicidade necessária às obras moldadas no local. Apesar disso, não há no Brasil um volume de pesquisa sobre o comportamento dos elementos com protensão não aderente, compatível com a demanda da indústria da construção civil. Visando contribuir para o desenvolvimento das formulações nacionais de projeto dos elementos com protensão não aderente, o presente trabalho é a continuação de uma pesquisa que vem sendo realizada no Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil – PPGEC/UFRGS, a qual foi iniciada com a implementação de um modelo numérico capaz de analisar elementos com protensão não aderente e seguida de uma análise paramétrica sobre as principais variáveis que influenciam na tensão última na armadura de protensão.

O trabalho que ora se apresenta traçou uma correlação entre os resultados não-aderentes obtidos da análise paramétrica com resultados aderentes, os quais são de mais fácil obtenção, pois se baseiam na compatibilidade de deformações na seção transversal. Foram feitas análises numéricas e analíticas com aderência dos mesmos protótipos estudados anteriormente sem aderência. Os resultados obtidos mostraram incrementos de tensão maiores no caso aderente, bem como maiores capacidades portantes.

Estudou-se também uma metodologia capaz de computar a tensão última na armadura não aderente com análises do tipo compatibilidade de deformações, com a utilização de um coeficiente  $L_o/L$  redutor de aderência. Os resultados iniciais mostraram-se bons para carregamento nos terços, mas insatisfatórios para carregamentos distribuído e concentrado. Através de um ajuste no coeficiente  $L_o/L$  baseando-se nos dados da pesquisa precedente, bons resultados foram obtidos para todos os tipos de carregamento. A metodologia apresentada foi validada pela comparação com diferentes protótipos analisados numericamente, bem como protótipos ensaiados experimentalmente por diversos autores.

**Palavras-chave:** concreto protendido, protensão não-aderente, tensão última.

## ABSTRACT

MONTEIRO, T. C. L., Comparative Analysis on the Influential Factors in the Ultimate Stress in Bonded and Unbonded Tendons

Unbonded post-tensioning is characterized for allowing relative displacement between the tendon and the concrete adjacent fiber. The ultimate stress in the unbonded tendon is difficult to be obtained, because it is not only dependent on the deformed shape of a cross section, but on the whole deformations occurring in the tendon profile adjacent concrete. To evaluate this ultimate stress, it is necessary to integrate all curvatures along the whole element, in order to obtain the total tendon elongation. This can only be precisely obtained using numerical tools, due to the non-linear factors involved in the problem.

Unbonded post-tensioning is becoming ever more used in Brazilian building construction. The main unbonded post-tensioning system uses the unbonded mono-strand, that joins the benefits of prestressing with the necessary building simplicity. Nevertheless, there is no research effort in Brazil compatible with the construction industry demand. This study seeks to contribute to the development of the national formulations design of unbonded post-tensioning elements. This work is a continuation of a research being undertaken at PPGEC/UFRGS. A numerical model able to determine the behavior of unbonded post-tensioned elements was first developed, followed by a parametric study about the main parameters influencing the ultimate stress in unbonded tendons.

The present work traced a correlation between the results for unbonded elements, obtained from the parametric analysis, with results for bonded elements. The latter are easily obtained, because they are based on the compatibility of strains in the cross section. Numerical and analytical calculations were performed for the same prototypes studied in the previous research, but now considering the existence of bond in the tendons. The results showed greater increments in stress for the bonded cases and also greater ultimate resistance.

It was also devised a calculation method able to determine the ultimate stress in the unbonded tendon using an analysis similar to strain compatibility, but with a reduction bond coefficient  $L_o/L$ . The initial results obtained for a third-point loading showed a good agreement, but that not happened for the results of distributed and concentrated loads. However, by an adjustment of the  $L_o/L$  coefficient, based on the data of the previous research, good agreement was observed for all loading types. The presented methodology was validated by comparing results with other prototypes analyzed by the numerical model, and also results of experimental studies carried out by several authors.

**Key-words:** prestressed concrete, unbonded post-tensioning, ultimate stress



## SUMÁRIO

<b>LISTA DE FIGURAS .....</b>	<b>xii</b>
<b>LISTA DE TABELAS.....</b>	<b>xv</b>
<b>LISTA DE SÍMBOLOS .....</b>	<b>xvi</b>
<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1 CARACTERÍSTICAS DA PROTENSÃO ADERENTE X NÃO ADERENTE.....	2
1.2 CAMPOS DE APLICAÇÃO DA PROTENSÃO NÃO ADERENTE.....	4
1.3 MOTIVAÇÃO DA PESQUISA .....	5
1.4 OBJETIVOS.....	6
1.5 ESTRATÉGIA DE PESQUISA.....	6
1.6 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO .....	8
<b>2 TENSÃO ÚLTIMA DE PROTENSÃO EM CABOS NÃO ADERENTES</b>	<b>9</b>
2.1 PARÂMETROS RELEVANTES NA TENSÃO ÚLTIMA $f_{ps}$ .....	12
2.1.1 Índice de Protensão Parcial, $PPR$ .....	13
2.1.2 Taxa Mecânica de Armadura, $\omega_t$ .....	16
2.1.3 Tensão Efetiva de Protensão, $f_{pe}$ .....	20
2.1.4 Esbeltez à flexão, $L/d_p$ .....	21
2.1.5 Tipo de carregamento.....	24
2.1.6 Continuidade da Estrutura.....	26
2.2 MÉTODOS PARA A PREVISÃO DA TENSÃO ÚLTIMA EM CABOS NÃO ADERENTES.....	29
2.2.1 Mattock et al (1971).....	29
2.2.2 Tam & Pannell (1976).....	30

2.2.3 Cooke et al (1981).....	32
2.2.4 Tao & Du (1985).....	33
2.2.5 Harajli (1990).....	34
2.2.6 Naaman & Alkhairi (1991b).....	36
2.2.7 Chakrabarti (1995).....	39
2.2.8 Lee et al (1999).....	40
2.3 CRITÉRIO NORMATIVOS PARA A PREVISÃO DE $f_{ps}$ .....	42
2.3.1 ACI 318 (2002).....	42
2.3.2 NBR 6118 (ABNT, 2003).....	43
2.3.3 CEB-FIP (1990).....	43
2.3.4 Código Canadense A23.3-94 (1994).....	44
2.4 MODELO NUMÉRICO DE BARBIERI (2003).....	44
2.4.1 Equações Constitutivas Utilizadas.....	45
2.5 ANÁLISE PARAMÉTRICA DE VOELCKER (2004).....	48
2.5.1 Protótipo-Modelo Utilizado.....	48
2.5.2 Metodologia da Parametrização.....	49
2.5.3 Resultados Obtidos.....	54
<b>3 METODOLOGIA DA PESQUISA .....</b>	<b>60</b>
3.1 PROTÓTIPOS DE VOELCKER (2004).....	61
3.2 ENTRADA DE DADOS NO MODELO NUMÉRICO – DISCRETIZAÇÕES UTILIZADAS.....	66
3.3 CRITÉRIO DE RUPTURA ADOTADO.....	68
3.4 SOLUÇÃO ANALÍTICA PARA O CASO ADERENTE.....	69
3.5 METODOLOGIA PROPOSTA PARA A PREVISÃO DE $f_{ps}$ EM CABOS NÃO ADERENTES.....	75
3.5.1 Abordagem Inicial.....	75
3.5.2 Aferição do <i>Comprimento de Plastificação Equivalente</i> , $L_o/L$ .....	80
3.6 VALIDAÇÃO DA METODOLOGIA PROPOSTA PARA DIFERENTES PROTÓTIPOS ANALISADOS NUMERICAMENTE.....	81

3.6.1 Protótipo A .....	81
3.6.2 Protótipo B .....	83
3.7 VALIDAÇÃO DA METODOLOGIA PROPOSTA PARA RESULTADOS EXPERIMENTAIS .....	85
3.7.1 Tam & Pannell (1976).....	85
3.7.2 Cooke et al (1981).....	86
3.7.3 Tao & Du (1985).....	87
3.7.4 Chakrabarti (1995).....	89
<b>4 RESULTADOS OBTIDOS .....</b>	<b>92</b>
4.1 GRÁFICOS DE DISPERSÃO PARA O CASO ADERENTE E COMPARAÇÃO COM OS RESULTADOS NÃO ADERENTES.....	94
4.1.1 Carregamento nos Terços.....	94
4.1.2 Carregamento Distribuído .....	98
4.1.3 Carregamento Concentrado.....	99
4.2 CURVAS P- $\delta$ .....	101
4.3 INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS EM $\Delta f_{ps}$ PARA O CASO ADERENTE.....	103
4.3.1 Taxa Mecânica de Armadura $\omega_e$ .....	103
4.3.2 Tensão efetiva $f_{pe}$ .....	104
4.3.3 Altura útil da armadura $d_s$ .....	106
4.3.4 Índice de Protensão Parcial $PPR_e$ .....	107
4.4 RESULTADOS INICIAIS DA METODOLOGIA PROPOSTA.....	108
4.5 RESULTADOS DA METODOLOGIA PROPOSTA RE-AFERIDOS.....	112
4.6 RESULTADOS OBTIDOS PARA OS PROTÓTIPOS A E B .....	117
4.7 RESULTADOS OBTIDOS DE TRABALHOS EXPERIMENTAIS.....	118
4.7.1 Protótipos de Tam & Pannell (1976) .....	119
4.7.2 Protótipos de Cooke et al (1981).....	120
4.7.3 Protótipos de Tao & Du (1985).....	120
4.7.4 Protótipos de Chakrabarti (1995).....	122

4.7.5 Gráficos de Correlação .....	123
<b>5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA A CONTINUIDADE DA PESQUISA.....</b>	<b>125</b>
5.1 CONCLUSÕES.....	125
5.2 SUGESTÕES PARA A CONTINUIDADE DA PESQUISA .....	128
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>130</b>
<b>APÊNDICE A - RESULTADOS NUMÉRICOS PARA OS PROTÓTIPOS DE VOELCKER (2004) COM ADERÊNCIA .....</b>	<b>133</b>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Execução de laje com protensão não aderente. No detalhe, seção transversal do cabo.....	4
Figura 1.2 - Reforço externo com cabos não aderentes.....	5
Figura 2.1 - Deformações na seção transversal de elemento com protensão não aderente.....	9
Figura 2.2 - Fatia infinitesimal de elemento com protensão não aderente.....	10
Figura 2.3 - Evolução da curva P- $\delta$ .....	12
Figura 2.4 - Viga com protensão não aderente e instabilidade à flexão.....	14
Figura 2.5 - Dimensões da seção de viga sujeita a instabilidade à flexão.....	15
Figura 2.6 - Faixa de valores ótimos de $f_{ps}$ indicados por Chakrabarti (1995).....	16
Figura 2.7 – Curvas P- $\delta$ de Tao & Du (1985) para três níveis de taxa mecânica de armadura (adaptado de Tao & Du, 1985).....	17
Figura 2.8 – Relação de Tao & Du (1985) entre $\omega_e$ x $\Delta f_{ps}$ (adaptado de Tao & Du, 1985).....	18
Figura 2.9 – Curvas P- $\delta$ de protótipos do grupo A de Tao & Du (1985).....	18
Figura 2.10 - Curvas P- $\Delta f_{ps}$ de protótipos do grupo A de Tao & Du (1985).....	19
Figura 2.11 – Ruptura de laje de Cooke et al (1981) com alta taxa de armadura.....	19
Figura 2.12 - Ruptura de laje de Cooke et al (1981) com baixa taxa de armadura.....	20
Figura 2.13 – Diagrama tensão x deformação do aço de protensão.....	21
Figura 2.14 – Modelo de treliça de Motjhaedi & Gamble (1978).....	22
Figura 2.15 – Deformação específica no tirante para um deslocamento na rótula central de L/200.....	23
Figura 2.16 – Modelo de treliça de Lee et al (1999).....	23
Figura 2.17 – (a) Viga submetida a duas cargas concentradas; (b) Diagrama de momento fletor; (c) Distribuição de curvaturas.....	24
Figura 2.18 – Distribuição de curvaturas com adição de $L_p$ .....	25
Figura 2.19 – Efeito do tipo de carregamento e esbeltez à flexão.....	26
Figura 2.20 – Região plastificada em apoios de elementos contínuos.....	27
Figura 2.21 – Formação de rótulas plásticas para diferentes padrões de carregamento.....	28
Figura 2.22 – Geometria, deformada e resultante de forças na seção no estado limite último.....	30
Figura 2.23 – Relação constitutiva do concreto em compressão.....	46
Figura 2.24 – Relação constitutiva do concreto em tração.....	47
Figura 2.25 – Relação constitutiva do aço de armadura passiva.....	48
Figura 2.26 - Protótipo Modelo idealizado por Voelcker (2004).....	49
Figura 2.27 - Esquema da Análise Paramétrica realizada por Voelcker (2004) - (a) parâmetros internos de $\omega_e$ ; (b) parâmetro esbeltez à flexão; (c) parâmetro tipo de carregamento.....	50
Figura 2.28 - Organograma dos tipos de parâmetros estudados (a) protótipos com carregamento nos terços médios; (b) carregamento concentrado; (c) carregamento distribuído.....	53
Figura 2.29 - Gráficos de dispersão $\omega_e$ x $\Delta f_{ps}$ para protótipos de Voelcker (2004) com carregamento nos terços e $L/d_p = 21,7$ : (a) protótipos com $f_{pe} = 92,7$ kN/cm <sup>2</sup> ; (b) $f_{pe} = 112,5$ kN/cm <sup>2</sup> ; (c) $f_{pe} = 132,3$ kN/cm <sup>2</sup> ; (d) $f_{pe} = 152,0$ kN/cm <sup>2</sup> .....	55
Figura 2.30 – (a) Gráfico $\omega_e$ x $\Delta f_{ps}$ ; (b) Gráfico $\omega_e$ x $\phi$ . Fonte: Voelcker (2004).....	57
Figura 3.1 – Discretizações para (a) carregamento nos terços médios; (b) carregamento concentrado; (c) carregamento distribuído.....	68
Figura 3.2 - Deformada da seção transversal no domínio 2.....	69
Figura 3.3 - Deformada da seção transversal no domínio 3.....	70
Figura 3.4 - Estágio inicial de protensão efetiva.....	70
Figura 3.5 - Estado de Neutralização.....	70

Figura 3.6 - Evolução no estado de deformações.....	71
Figura 3.7 - Equilíbrio de forças no ELU.....	73
Figura 3.8 – Fluxograma de programação para solução analítica do caso aderente.....	75
Figura 3.9 - Distribuição de curvaturas na ruptura.....	76
Figura 3.10 - Fluxograma de programação para solução analítica do caso não aderente.....	78
Figura 3.11 – Geometria do protótipo A.....	81
Figura 3.12 - Geometria do protótipo B.....	84
Figura 4.1 – Resultados numérico e analítico para protótipos aderentes 0,30-0,275-92,7 $L/d_p = 21,7$ e carregamento (a) nos terços médios; (b) distribuído; (c) concentrado.....	93
Figura 4.2 – Correlação de resultados numérico x analítico para protótipos de Voelcker (2004) com aderência.....	94
Figura 4.3 – Gráficos de dispersão $\omega_e \times \Delta f_{ps}$ com retas de regressão para $L/d_p = 21,7$ , carregamento nos terços e tensão efetiva (a) $f_{pe} = 92,7 \text{ kN/cm}^2$ ; (b) $f_{pe} = 112,5 \text{ kN/cm}^2$ ; (c) $f_{pe} = 132,3 \text{ kN/cm}^2$ ; (d) $f_{pe} = 152,0 \text{ kN/cm}^2$ .....	95
Figura 4.4 - Gráficos de dispersão $\omega_e \times \Delta f_{ps}$ com retas de regressão para $L/d_p = 21,7$ , carregamento distribuído e tensão efetiva (a) $f_{pe} = 92,7 \text{ kN/cm}^2$ ; (b) $f_{pe} = 112,5 \text{ kN/cm}^2$ ; (c) $f_{pe} = 132,3 \text{ kN/cm}^2$ ; (d) $f_{pe} = 152,0 \text{ kN/cm}^2$ .....	98
Figura 4.5 - Gráficos de dispersão $\omega_e \times \Delta f_{ps}$ com retas de regressão para $L/d_p = 21,7$ , carregamento concentrado e tensão efetiva (a) $f_{pe} = 92,7 \text{ kN/cm}^2$ ; (b) $f_{pe} = 112,5 \text{ kN/cm}^2$ ; (c) $f_{pe} = 132,3 \text{ kN/cm}^2$ ; (d) $f_{pe} = 152,0 \text{ kN/cm}^2$ .....	100
Figura 4.6 – Curvas comparativas P- $\delta$ (a) carregamento nos terços, $PPR_e=0,3$ , $\omega_e=0,150$ , $f_{pe}=92,7 \text{ kN/cm}^2$ (b) carregamento nos terços, $PPR_e=0,7$ , $\omega_e=0,275$ , $f_{pe}=92,7 \text{ kN/cm}^2$ (c) carregamento concentrado, $PPR_e=0,7$ , $\omega_e=0,275$ , $f_{pe}=92,7 \text{ kN/cm}^2$ .....	102
Figura 4.7 – Resultados de $\Delta f_{ps}$ para os dois domínios de deformações.....	104
Figura 4.8 – Gráfico $\omega_e \times \Delta f_{ps}$ para protótipos 0,30-0,275-92,7 – influência do parâmetro $d_s$ .....	107
Figura 4.9 – Resultados iniciais da metodologia proposta para protótipos 0,30-0,275-112,5, $L/d_p = 21,7$ e carregamento (a) nos terços médios; (b) distribuído; (c) concentrado.....	109
Figura 4.10 – Comparação numérico x analítico (metodologia proposta, abordagem inicial) para protótipos com $L/d_p = 21,7$ e carregamentos (a) nos terços médios; (b) distribuído; (c) concentrado.....	110
Figura 4.11 – Distribuição de curvaturas para carregamento (a) nos terços médios; (b) distribuído; (c) concentrado.....	111
Figura 4.12 - Gráfico $f_{pe} \times (L_o/L)_{eq}$ .....	112
Figura 4.13 - Distribuição de curvaturas para diferentes tensões de escoamento da armadura passiva.....	113
Figura 4.14 - Avaliação do comprimento de plastificação equivalente – (a) carregamento nos terços; (b) carregamento distribuído e (c) carregamento concentrado.....	114
Figura 4.15 - Gráficos comparativos de resultados numérico x metodologia com aferição de $L_o/L$ – (a) carregamento nos terços, (b) carregamento distribuído e (c) carregamento concentrado.....	115
Figura 4.16 – Gráficos comparativos de resultados numérico x NBR 6118-03. (a) carregamento nos terços, (b) carregamento distribuído e (c) carregamento concentrado.....	116
Figura 4.17 – Comparação numérico x analítico para os protótipos A e B.....	117
Figura 4.18 - Comparação numérico x NBR 6118-03 para os protótipos A e B.....	117
Figura 4.19 – Comparação de resultados entre os protótipos A e B.....	118
Figura 4.20 – Comparação de resultados experimentais x metodologia proposta (abordagem inicial) em termos de (a) $\Delta f_{ps}$ (b) $f_{ps}$ para protótipos de Tam & Pannell (1976), Cooke et al (1981), Tao & Du (1985) e Chakrabarti (1995).....	123

- Figura 4.21 - Comparação de resultados experimentais x metodologia proposta (coeficientes aferidos) em termos de (a)  $\Delta f_{ps}$  (b)  $f_{ps}$  para protótipos de Tam & Pannell (1976), Cooke et al (1981), Tao & Du (1985) e Chakrabarti (1995). ..... 124
- Figura 4.22 - Comparação de resultados experimentais x NBR 6118-03 em termos de (a)  $\Delta f_{ps}$  (b)  $f_{ps}$  para protótipos de Tam & Pannell (1976), Cooke et al (1981), Tao & Du (1985) e Chakrabarti (1995)..... 124

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 - Características da Protensão Aderente x Não Aderente.....	3
Tabela 2.1 – Coeficientes redutores de aderência no regime elástico.....	37
Tabela 2.2 - Intervalo de variação dos parâmetros de $\omega_e$ .....	51
Tabela 2.3 - Valores de $\Delta f_{ps}$ para diferentes tipos de carregamento aplicado. Fonte: Voelcker (2004). .....	58
Tabela 3.1 - Exemplo de parametrização dos protótipos: valores de parâmetros internos de $\omega_e$ derivados da laje protótipo de referência <i>0,30-0,150,152,0-REF</i> . [kN; cm] Fonte: Voelcker (2004). .....	65
Tabela 3.2 - Protótipos derivados da viga de referência <i>PA-0,50-0,200,112,5-REF</i> . [kN;cm]	83
Tabela 3.3 - Protótipos derivados da viga de referência <i>PB-0,50-0,200,112,5-REF</i> . [kN; cm] .....	84
Tabela 3.4 - Dados geométricos dos protótipos de Tam & Pannell (1976). [cm].....	86
Tabela 3.5 - Áreas de aço e propriedades dos materiais dos protótipos de Tam & Pannell (1976). [kN; cm].....	86
Tabela 3.6 – Dados geométricos dos protótipos de Cooke et al (1981). [cm].....	87
Tabela 3.7 – Áreas de aço e propriedades dos materiais (Cooke et al (1981)). .....	87
Tabela 3.8 - Dados geométricos dos protótipos de Tao & Du (1985). [cm] .....	88
Tabela 3.9 - Áreas de aço e propriedades dos materiais dos protótipos de Tao & Du (1985). [kN;cm].....	88
Tabela 3.10 - Dados geométricos dos protótipos de Chakrabarti (1995). [cm].....	89
Tabela 3.11 - Áreas de aço e propriedades dos materiais dos protótipos de Chakrabarti (1995). [kN;cm].....	90
Tabela 4.1 - Relação entre resultados não aderente / aderente para protótipos 0,30-0,150-92,7, carregamento nos terços médios e $L/d_p = 21,7$ . .....	96
Tabela 4.2 - Médias e desvios padrão para relação não aderente / aderente de $M_{res}$ , $\Delta f_{ps}$ e $f_{ps}$ , para carregamento nos terços e $L/d_p = 21,7$ . .....	97
Tabela 4.3 - Médias e desvios padrão para relação não aderente / aderente de $M_{res}$ , $\Delta f_{ps}$ e $f_{ps}$ , para carregamento distribuído e $L/d_p = 21,7$ . .....	99
Tabela 4.4 - Médias e desvios padrão para relação não aderente / aderente de $M_{res}$ , $\Delta f_{ps}$ e $f_{ps}$ , para carregamento concentrado e $L/d_p = 21,7$ . .....	101
Tabela 4.5 – Valores de $\Delta f_{ps}$ para protótipos com $PPR_e = 0,30$ , $\omega_e = 0,275$ , $f_{pe} = 92,7$ ; 112,5; 132,3 e 152,0 kN/cm <sup>2</sup> . .....	105
Tabela 4.6 – Comparação de valores de $\Delta f_{ps}$ para protótipos com $\omega_e = 0,275$ , $f_{pe} = 132,3$ kN/cm <sup>2</sup> e $PPR_e = 0,30$ e 0,70. ....	107
Tabela 4.7 – Resultados para os protótipos de Tam & Pannell (1976). .....	119
Tabela 4.8 – Resultados para os protótipos de Cooke et al (1981). .....	120
Tabela 4.9 – Resultados para os protótipos de Tao & Du (1985). .....	121
Tabela 4.10 – Resultados para os protótipos de Chakrabarti (1995). .....	122



---

## LISTA DE SÍMBOLOS

### LETRAS ROMANAS MAIÚSCULAS

$A_c$ : área da seção transversal de concreto

$A_s$ : área de armadura passiva

$A_{ps}$ : área de armadura de protensão

$E_c$ : módulo de elasticidade do concreto

$E_p$ : módulo de elasticidade do aço de protensão

$L$ : comprimento do vão

$L_o$ : comprimento da região plastificada

$L_p$ : aumento do comprimento de plastificação, devido à influência do esforço cortante

$M_r$ : momento fletor resistente da seção fissurada

$M_{res}$ : momento fletor resistente da seção central no Estado Limite Último

$M_{ro}$ : momento fletor resistente efetivo da seção central

$PPR$ : índice de protensão parcial

$PPR_e$ : índice de protensão parcial referido à tensão efetiva de protensão

$R_{cc}$ : esforço resultante de compressão do concreto no Estado Limite Último

$R_{pt}$ : esforço resultante de tração da armadura ativa no Estado Limite Último

$R_{st}$ : esforço resultante de tração da armadura passiva no Estado Limite Último

$W_{cp}$ : módulo resistente à flexão na altura da fibra de concreto adjacente à armadura de protensão

### LETRAS ROMANAS MINÚSCULAS

$b$ : largura da seção transversal

$b_f$ : largura da mesa da seção transversal

$b_w$ : largura da alma da seção transversal

$c$ : profundidade da fissura

$d_p$ : altura útil da armadura de protensão

$d_s$ : altura útil da armadura passiva

$e_p$ : excentricidade da força de protensão

$f$ : razão entre o comprimento do vão  $L$  e o valor de  $L_o$

$f_c$ : tensão resistente do concreto à compressão

$f_{cf}$ : tensão resistente final do concreto à compressão

$f_{ct}$ : tensão resistente do concreto à tração

$f_{pe}$ : tensão efetiva de protensão

$f_{ps}$ : tensão última de protensão

$f_{py}$ : tensão convencional de escoamento do aço de protensão

$f_{pu}$ : tensão de ruptura da armadura de protensão

$h$ : altura da seção transversal

$x$ : profundidade da linha neutra

$x_2$ : profundidade da linha neutra limite entre os domínios 2 e 3 de deformações

$x_{lim}$ : profundidade da linha neutra limite entre os domínios 3 e 4 de deformações

## LETRAS GREGAS

$\Delta M_r$ : incremento de momento fletor resistente, devido à  $\Delta f_{ps}$

$\Delta f_{ps}$ : incremento de tensão na armadura de protensão

$\Delta \epsilon_p$ : incremento de deformação na armadura de protensão, desde o estado de neutralização até o Estado Limite Último

$\Delta \epsilon_{ps}$ : incremento de deformação na armadura de protensão, correspondente à  $\Delta f_{ps}$

$\alpha_p$ : relação entre o módulo de elasticidade do aço de protensão e o módulo de elasticidade do concreto

$\beta$ : parâmetro de *tension stiffening* do concreto

$\beta_\sigma$ : parâmetro de *tension stiffening* do concreto

$\delta$ : deslocamento do centro do vão do elemento

$\epsilon_c$ : deformação do concreto comprimido no Estado Limite Último

$\epsilon_{cf}$ : deformação de ruptura do concreto à compressão

$\epsilon_{co}$ : deformação de ruptura do concreto à compressão

$\epsilon_{cp}$ : deformação da fibra de concreto adjacente à armadura de protensão no Estado Limite Último

$\epsilon_{cp,N}$ : deformação da fibra de concreto adjacente à armadura de protensão, desde o estágio inicial de protensão até o estado de neutralização

$\epsilon_{cs}$ : deformação da fibra de concreto adjacente à armadura passiva no Estado Limite Último

$\epsilon_{ct}$ : deformação de fissuração do concreto

$\epsilon_{cu}$ : deformação limite de compressão do concreto, na ruptura

---

$\varepsilon_{pe}$ : deformação efetiva na armadura de protensão

$\varepsilon_{po}$ : deformação pré-existente na armadura de protensão no estado de neutralização

$\varepsilon_{ps}$ : deformação última na armadura de protensão

$\varepsilon_{py}$ : deformação convencional de escoamento da armadura de protensão

$\varepsilon_s$ : deformação da armadura passiva no Estado Limite Último

$\varepsilon_y$ : deformação de escoamento da armadura passiva

$\varphi$ : curvatura da seção transversal

$\omega_e$ : taxa mecânica total de armadura, referida à tensão efetiva de protensão

$\omega_r$ : taxa mecânica total de armadura

## 1 INTRODUÇÃO

A protensão não aderente caracteriza-se pela possibilidade de deslocamento relativo do cabo de protensão em relação ao concreto. Não é verificada, portanto, a compatibilidade de deformações, ao contrário do que acontece na protensão com armadura aderente. Tem-se somente que a variação do comprimento do cabo é igual ao somatório das variações correspondentes a todas as fibras de concreto adjacentes ao perfil de protensão. O que ocorre, portanto, é a compatibilidade de deslocamentos.

No entanto, em elementos com protensão não aderente ainda é de difícil obtenção a determinação precisa da tensão última na armadura ativa  $f_{ps}$ , ou seja, a tensão atuante na armadura no estado limite último. Como não existe a compatibilidade de deformações, não se pode obter uma solução analítica a partir de uma análise local de uma determinada seção, como ocorre no caso aderente.

Para obter-se, então, a tensão última,  $f_{ps}$ , é necessário obter-se o alongamento total do cabo de protensão, o que só se consegue com a integração de todas as curvaturas ao longo do vão. Ou seja, para o caso não aderente existe uma dependência global de curvaturas, e não local. Porém, é praticamente impossível obter-se a distribuição exata de curvaturas analiticamente, pois, além de depender do estado de fissuração do concreto, a própria tensão última  $f_{ps}$  é um fator que influencia nesta distribuição.

O presente trabalho foi desenvolvido com o intuito de avançar na pesquisa iniciada por Barbieri (2003) e continuada por Voelcker (2004) no Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (PPGEC/UFRGS) em busca de uma melhor previsão para a tensão última  $f_{ps}$  em elementos com protensão não aderente.

Neste capítulo introdutório serão apresentados os objetivos, motivações, estratégia de pesquisa, organização do trabalho e também algumas características da protensão não aderente e campos de aplicação desse sistema construtivo.

## 1.1 CARACTERÍSTICAS DA PROTENSÃO ADERENTE X NÃO ADERENTE

Com relação aos sistemas de protensão, distinguem-se basicamente três tipos: protensão com aderência inicial, protensão com aderência posterior e protensão não aderente.

O primeiro tipo, protensão com aderência inicial, normalmente é executado em fábrica, donde se tem a armadura de protensão previamente tensionada e, após a concretagem e cura da peça, as cordoalhas são cortadas e a força de protensão é transferida ao concreto. Normalmente sua utilização se dá em peças pré-fabricadas de concreto.

O segundo e terceiro tipo, tanto a protensão por aderência posterior quanto a protensão não aderente, são realizadas no próprio local da obra, após o concreto ter adquirido resistência suficiente especificada em projeto.

O sistema de protensão por aderência posterior consiste no alongamento dos cabos já posicionados na forma da peça concretada in loco. As cordoalhas devem ser lavadas e em seguida essa água de lavagem deve ser expulsa por ar comprimido. Após o ato da protensão, os cabos são preenchidos com nata de cimento, para garantir a aderência entre a armadura e o concreto e também para prevenir a corrosão. Além das etapas trabalhosas de injeção de nata nos cabos, os equipamentos de protensão são bastante pesados e, portanto, difíceis de serem manuseados em canteiro.

Já no sistema de protensão não aderente, não existe a etapa da injeção da nata de cimento. As cordoalhas são engraxadas e plastificadas por extrusão individualmente, com polietileno de alta densidade, sendo então denominadas de monocordoalhas. A camada de graxa entre a cordoalha e a bainha tem como função além de coibir a corrosão do cabo, diminuir o atrito entre este e o concreto. O ato da protensão no caso não aderente é feito por macacos hidráulicos de dois cilindros leves e de fácil manuseio.

Cada sistema de protensão tem seus campos de aplicações em que resultam mais vantajosos. No entanto, pelas facilidades e rapidez de execução, a protensão não aderente tem ganhado bastante mercado nos últimos anos em relação a protensão com aderência posterior.

Contudo, a protensão com aderência ainda é mais recomendada em casos de obras de maior vulto, como pontes e viadutos. A aderência entre o concreto e a armadura de protensão

propicia um aumento da capacidade portante, além de uma melhor distribuição da fissuração. A nata de cimento tem uma proteção maior contra a corrosão. Além disso, as cordoalhas podem ser colocadas antes ou depois da concretagem, permitindo que elementos pré-moldados sejam solidarizados por meio da protensão.

Elementos protendidos sem aderência, por outro lado, são mais fáceis de serem executados em canteiro, possuem um coeficiente de atrito menor e com isso menos perdas, além de permitirem maiores excentricidades no perfil de protensão. No entanto, a eventual perda de um cabo de protensão reflete-se na perda total da contribuição do mesmo à capacidade resistente do elemento, uma vez que a falta de aderência nos demais trechos não contribui para a resistência aos esforços solicitantes.

A Tabela 1.1, apresentada por Emerick (2005), apresenta uma comparação entre os métodos aderente e não aderente para protensão realizada no local.

**Tabela 1.1 - Características da Protensão Aderente x Não Aderente**

SISTEMA ADERENTE	SISTEMA NÃO ADERENTE
Usa bainha metálica para até quatro cordoalhas por bainha, em trechos de 6 m, com luvas de emenda e vedação.	Sem bainha metálica. As cordoalhas vêm de fábrica com graxa e bainha plástica contínua.
O manuseio (enrolar e desenrolar) é feito com quatro cordoalhas ao mesmo tempo (aproximadamente 3,2 kg/m)	O manuseio é feito com uma cordoalha por vez (cerca de 0,89 kg/m)
Concretagem cuidadosa para evitar danos à bainha metálica (abertura da costura helicoidal)	Concretagem sem maiores cuidados, pois a bainha plástica de PEAD é resistente aos trabalhos de obra.
Usa macaco de furo central que precisa ser enfiado pela ponta da cordoalha (aproximadamente 50 cm da face do concreto).	Usa macaco de dois cilindros que se apóia na cordoalha junto à face do concreto.
A protensão é feita em quatro níveis de pressão hidráulica, seguidas das respectivas leituras de alongamento, correção da tabela e medida da perda por acomodação da ancoragem.	A protensão é feita em uma só elevação de pressão, pois não há retificação da cordoalha (bainha justa).
Exigem lavagem das cordoalhas por dentro para a diluição de eventual pasta de cimento que poderia ter entrado e prendido as cordoalhas.	Lavagem desnecessária.
A água deve ser retirada por ar comprimido antes da injeção, para não haver diluição da pasta.	Medida desnecessária.
Usa cimento em sacos para preparo da pasta de injeção, feita com misturador elétrico. A injeção é feita por bomba elétrica.	Medida desnecessária.

## 1.2 CAMPOS DE APLICAÇÃO DA PROTENSÃO NÃO ADERENTE

Surgida nos Estados Unidos no final da década de 50 como alternativa de operação fácil e de baixo custo, a protensão não aderente com monocordoalhas engraxadas de bainha plástica extrudada demorou a chegar ao Brasil. Somente no ano de 1997 que começaram a ser produzidas aqui as primeiras monocordoalhas.

A partir de então, a tecnologia de protensão não aderente passou a ser mais conhecida e difundida. Atualmente, a maior área de aplicação é na execução de lajes planas ou nervuradas de edifícios. A ausência de vigas e os vãos maiores obtidos devido a protensão permitem maior liberdade arquitetônica. Além disso, as monocordoalhas engraxadas e os equipamentos de protensão são leves e de fácil manuseio, adaptando-se bem à realidade do canteiro de obras. A dispensa da etapa de injeção da nata de cimento e limpeza de bainhas com ar comprimido são também fatores que colaboram para a disseminação do uso dessa tecnologia de construção.



**Figura 1.1 - Execução de laje com protensão não aderente. No detalhe, seção transversal do cabo.**

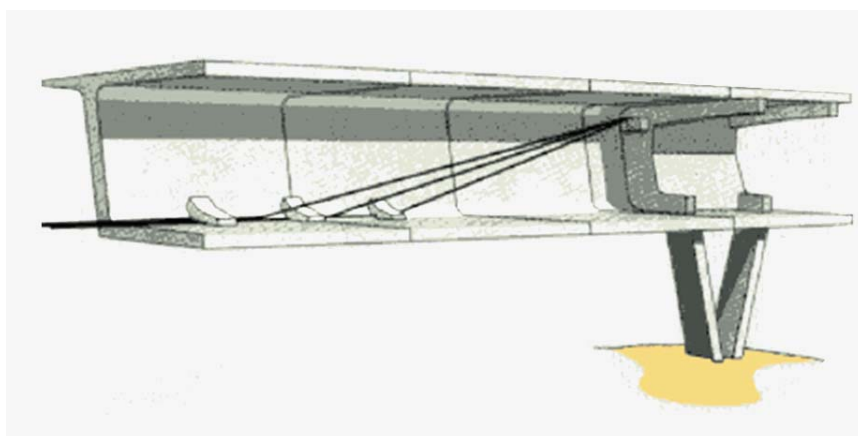
Em lajes planas com a ausência de vigas, é menor o consumo de material, o que também reflete em um menor peso próprio da estrutura e conseqüentemente menores cargas nas fundações. Além disso, as lajes protendidas antecipam a retirada de escoramentos e formas, o que dá mais velocidade à obra.

Atualmente, a protensão não aderente tem bastante aceitação na cidade de Fortaleza, no estado do Ceará. Muitas construtoras passaram a adotar esse sistema construtivo não só pelas

facilidades já mencionadas, mas também devido aos menores custos em comparação às estruturas de concreto armado convencional.

Além de diversos edifícios já executados naquela cidade, o uso de cordoalhas engraxadas também se dá em radiers de casas populares. Construtoras afirmam que radiers protendidos são muito rápidos e fáceis de serem executados, além de despenderem de menos mão-de-obra, em comparação com fundações diretas convencionais.

Este sistema construtivo é também bastante usado no reforço de estruturas, podendo-se intervir na melhora dos estados limites de serviço, bem como no aumento da capacidade portante. Os cabos são dispostos externamente aos elementos que se deseja reforçar. Depois de certo período de uso, se for constatado algum problema de deterioração da armadura, esta pode facilmente ser substituída.



**Figura 1.2 - Reforço externo com cabos não aderentes.**

Existem muitas outras aplicações da protensão não aderente, tais como silos, pontes, pisos industriais, pátios de aeroportos, etc. Mesmo com pouco tempo de atuação no mercado brasileiro, a protensão não aderente já se faz presente em inúmeras obras.

### 1.3 MOTIVAÇÃO DA PESQUISA

Por ser um método construtivo bastante promissor para os próximos anos, torna-se indispensável o conhecimento mais aprofundado do funcionamento de estruturas com a utilização da protensão não aderente.



O atual critério de projeto de elementos com protensão não aderente preconizado pela norma brasileira de concreto NBR6118/2003 indica que, na falta de análises não-lineares adequadas, devam ser utilizadas as mesmas expressões empíricas adotadas pelo ACI 318-02.

Tais expressões levam em conta apenas a esbeltez à flexão, o  $f_{ck}$  do concreto e a taxa de armadura ativa. Outros parâmetros, citados como influentes por diversos autores, como o tipo de carregamento, a taxa total de armadura e a tensão efetiva não estão incluídos.

Uma vez que o emprego do método construtivo com protensão não aderente é uma crescente no Brasil, e também como a norma brasileira ainda não possui um critério satisfatório de projeto, o presente trabalho espera poder contribuir com uma sugestão para a avaliação da tensão última em elementos com protensão não aderente.

## 1.4 OBJETIVOS

Ao término da pesquisa, espera-se que os seguintes objetivos tenham sido alcançados:

- a) Comparação dos resultados dos protótipos já estudados na análise paramétrica de Voelcker (2004) entre resultados obtidos numericamente com aderência para estes mesmos protótipos, podendo-se, assim, avaliar a influência da aderência no comportamento de elementos protendidos.
- b) Estabelecimento de uma metodologia para o cômputo da tensão última na armadura de protensão em elementos protendidos sem aderência, visando contribuir aos atuais critérios nacionais de projeto.
- c) Validação da referida metodologia com base na análise numérica de diferentes protótipos e ensaios experimentais já realizados.

## 1.5 ESTRATÉGIA DE PESQUISA

A idéia inicial do presente trabalho era de tomar-se os mesmos protótipos estudados por Voelcker (2004) em sua análise paramétrica, porém, desta vez, analisá-los com aderência.

Dos resultados aos pares entre os dois casos poder-se-ia aferir uma correlação para o cômputo da tensão última  $f_{ps}$  para a situação não aderente a partir da situação com aderência. Para tanto, seriam utilizados os mesmos dados da pesquisa de Voelcker (2004) e o modelo numérico de elemento finito do tipo híbrido de Barbieri (2003).

Observou-se, contudo, que parâmetros globais da estrutura como o tipo de carregamento e o índice de esbeltez analisados por Voelcker (2004) não modificavam o valor de  $f_{ps}$  no caso aderente. Isto porque a tensão última na armadura com protensão aderente não tem dependência global de curvaturas e sim local. Ou seja, existe um único momento resistente último para uma determinada seção transversal de protensão com aderência independente do tipo de carregamento e/ou índice de esbeltez.

No entanto, das análises de protótipos aderentes pôde-se estabelecer uma comparação com os resultados não aderentes, e também observar o comportamento à flexão de elementos com aderência frente à variação de determinados parâmetros. Neste momento, uma estimativa para a tensão última já pôde ser traçada a partir dos primeiros resultados.

Contudo, além de um estudo meramente comparativo, passou-se a pensar em uma metodologia para o cômputo de  $f_{ps}$  que pudesse ser obtida analiticamente. Distribuições idealizadas de curvaturas disponíveis na literatura levaram ao desenvolvimento da referida metodologia. Foram também utilizados os resultados da pesquisa de Voelcker (2004) para calibração de determinados coeficientes envolvidos.

Muitos trabalhos de diversos autores foram reunidos em uma revisão bibliográfica apresentada no segundo capítulo. De todos esses trabalhos, vieram proposições para o cômputo de  $\Delta f_{ps}$ , algumas das quais passaram a ser adotadas em normas de projeto. No entanto, é muito difícil, em um único estudo experimental, levar-se em conta uma gama razoavelmente abrangente de parâmetros, bem como suas faixas de variação. Entende-se que, de um estudo que contemple diversas situações, como foi feito na pesquisa de Voelcker (2004), associado a uma abordagem analítica baseada em compatibilidade de deformações (objeto do presente trabalho), pode resultar uma formulação capaz de retratar com bastante fidelidade o comportamento de elementos protendidos sem aderência no estado limite último.

## 1.6 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

No **Capítulo 2** está apresentada uma revisão bibliográfica com o trabalho de diversos autores sobre métodos para a previsão da tensão última em cabos não aderentes, bem como as formulações recomendadas em diversos códigos normativos. São também abordados os principais parâmetros influentes bem como o atual estágio do conhecimento sobre o tema. São também apresentados de forma sucinta os trabalhos de Barbieri (2003) e Voelcker (2004).

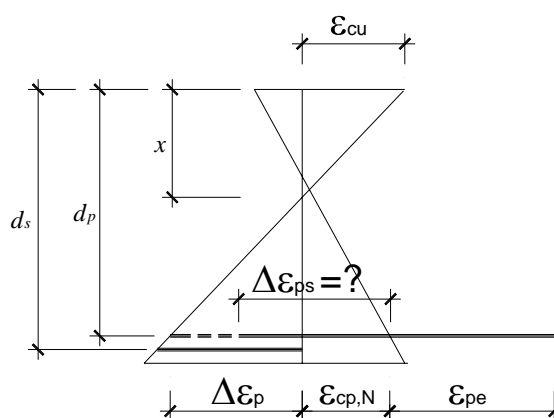
No **Capítulo 3** é descrita a metodologia utilizada na pesquisa. São apresentados os protótipos já analisados por Voelcker (2004) e de que forma foi feita a sua parametrização. É também apresentado o método proposto para o cômputo da tensão última sugerido pelo presente trabalho, baseado em compatibilidade de deformações. São apresentados também, diferentes protótipos a serem ensaiados numericamente para validação do método proposto. Por fim, estão tabelados os dados de protótipos ensaiados experimentalmente por diversos autores, a serem também comparados com os resultados obtidos pela metodologia proposta.

São apresentados no **Capítulo 4** os resultados obtidos das análises numéricas para o caso aderente e também os resultados que adviram da metodologia proposta, com gráficos comparativos e regressões numéricas. São também apresentados gráficos P-delta comparativos entre os casos aderente e não aderente. Distribuições de curvaturas ilustrando o comportamento dos protótipos frente a variação de parâmetros são também apresentadas. São comparados também em gráficos de correlação, os resultados obtidos com a formulação da NBR 6118/03 e os resultados obtidos pelo método proposto.

No **Capítulo 5** estão reunidas as conclusões do presente trabalho e sugestões para a continuidade da pesquisa.

## 2 TENSÃO ÚLTIMA DE PROTENSÃO EM CABOS NÃO ADERENTES

A falta de aderência entre o aço de protensão e o concreto adjacente impede que a análise de um elemento submetido à flexão no estado limite último seja feita diretamente a partir da compatibilidade de deformações na seção transversal. Isto porque a deformação que ocorre no concreto não é a mesma do aço de protensão, devido ao deslizamento relativo entre ambos (Figura 2.1).



**Figura 2.1 - Deformações na seção transversal de elemento com protensão não aderente.**

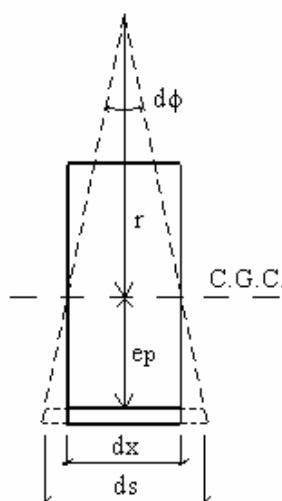
Sendo desconhecida a deformação última  $\epsilon_{ps}$  no aço de protensão, conseqüentemente também é desconhecida a tensão última  $f_{ps}$ . Na realidade, o que se desconhece é o incremento de tensão  $\Delta f_{ps}$  que ocorre desde a tensão efetiva  $f_{pe}$ , que é a tensão de protensão após deduzidas as perdas imediatas e diferidas, até a tensão no estado limite último  $f_{ps}$ . As três variáveis relacionam-se então, da seguinte maneira:

$$f_{ps} = f_{pe} + \Delta f_{ps} \quad (2.1)$$

A relevância no conhecimento da tensão última,  $f_{ps}$ , reflete-se na melhor precisão do dimensionamento ou verificação de elementos submetidos à flexão no estado limite último. Já foi observado por Voelcker (2004), que o acréscimo de capacidade portante (com relação ao momento resistente último) devido ao incremento de tensão  $\Delta f_{ps}$  na armadura de protensão é bastante apreciável, podendo chegar, em alguns casos, a até 50%.

O que ocorre em elementos com protensão não aderente é a compatibilidade de deslocamentos, ou seja, o alongamento que acontece no cabo entre ancoragens é igual à variação de comprimento de todas as fibras de concreto adjacentes ao perfil de protensão. Portanto, teoricamente, para que se conheça a tensão última  $f_{ps}$  é necessário o conhecimento das deformações de todas as seções transversais do elemento. Em outras palavras, é necessária a integração das curvaturas ao longo do elemento para a obtenção do alongamento do cabo de protensão, e conseqüentemente, sua deformação e sua tensão.

Observando-se a fatia infinitesimal de um elemento protendido (Figura 2.2), pode-se montar as equações de relação entre o alongamento do cabo de protensão e a distribuição de curvaturas.



**Figura 2.2 - Fatia infinitesimal de elemento com protensão não aderente.**

A relação entre o comprimento da fatia infinitesimal  $dx$  e o ângulo de curvatura  $d\phi$  é dada por:

$$dx \cong r.d\phi \quad (2.2)$$

O comprimento final deformado do concreto ao nível do aço de protensão  $ds$  é dado por:

$$ds = (r + e_p).d\phi \quad (2.3)$$

A deformação específica que ocorre, portanto, é dada por:

$$\varepsilon = \frac{ds - dx}{dx} = \frac{1}{r} \cdot e_p \quad (2.4)$$

A variação de comprimento do cabo é então, dada pela integração das deformações específicas ao longo de todo o elemento:

$$\Delta l = \int_0^L \varepsilon \cdot dx = \int_0^L \frac{1}{r} \cdot e_p \cdot dx \quad (2.5)$$

Por fim, o incremento de tensão no aço de protensão é dado por:

$$\Delta f_{ps} = \frac{\Delta l}{l_{inicial}} E_p \quad (2.6)$$

Poder-se-ia ter uma solução exata para a equação (2.6) se a distribuição de curvaturas fosse de fácil obtenção, como em um caso elástico-linear, por exemplo. Contudo, em se tratando de concreto no estado limite último, tem-se o comportamento não-linear dos materiais, tanto do concreto (com a aparição das fissuras), quanto da armadura (escoamento).

A armadura não aderente, desprezando-se o efeito do atrito, apresenta tensões constantes ao longo de todo o perfil de protensão, comportando-se como um tirante tracionado. O incremento de tensão é tanto maior quanto maior for a região plastificada, onde se tem as maiores curvaturas e, portanto, as maiores deformações.

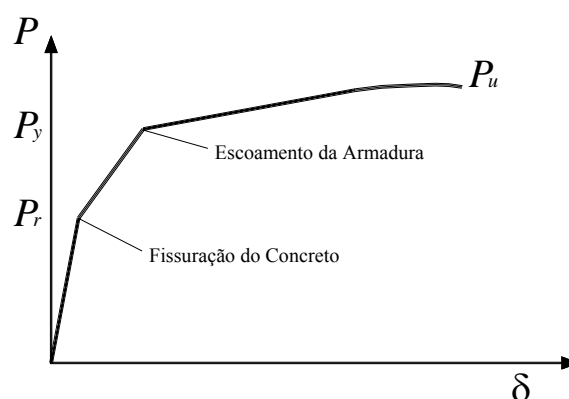
No concreto, quando em um estado de carga cujas tensões de tração superam a resistência à tração do concreto, inicia-se o processo de fissuração. Além disso, o concreto em compressão apresenta comportamento não-linear desde o início do carregamento devido a microfissuração progressiva que ocorre na interface entre o agregado graúdo e a pasta de cimento e depois na matriz, o que se reflete na não-linearidade da curva tensão x deformação (Araújo, 2003).

Com isso, para a integração das curvaturas na equação (2.5) é necessário o conhecimento do comportamento não-linear dos materiais, o que se pode conseguir com boa precisão recorrendo-se a ferramentas numéricas. O modelo numérico de Barbieri (2003) e que foi utilizado na pesquisa de Voelcker (2004) já se mostrou bastante eficaz para tal propósito.

Com relação ao comportamento de elementos com protensão não aderente, são verificados três estágios na evolução desde o estado descarregado até a carga última de ruptura:

1. Estágio elástico linear dos materiais (Estádio I)
2. Fissuração do concreto (Estádio II)
3. Escoamento da armadura (Estádio III)

Na Figura 2.3, são identificáveis os trechos referentes aos três estágios citados.



**Figura 2.3 - Evolução da curva P-δ.**

No primeiro trecho, o concreto ainda não está fissurado. O comportamento dos materiais segue a lei elástico-linear de Hooke, até que seja atingido o momento de fissuração. Após a fissuração do concreto, ocorre uma perda de rigidez no elemento, refletindo-se na menor inclinação da reta tangente à curva P-δ, ilustrada no segundo trecho do gráfico. No entanto, para o concreto em compressão, o comportamento ainda é linear. Por fim, quando a armadura entra em escoamento, é verificado o último trecho da curva, com o concreto também em comportamento plástico, onde se dará a ruptura da peça.

## 2.1 PARÂMETROS RELEVANTES NA TENSÃO ÚLTIMA $f_{ps}$

Para o melhor entendimento do problema da protensão não aderente, serão listados, a seguir, os parâmetros tidos como mais influentes na tensão última em elementos com protensão não aderente.

### 2.1.1 Índice de Protensão Parcial, $PPR$

O Índice de Protensão Parcial,  $PPR$ , como o próprio nome diz, serve para se medir o grau de protensão parcial de um determinado elemento, ou seja, quanto, por cento, a resultante de tração da armadura deve-se ao aço de protensão. O índice  $PPR$  é dado, então, pela seguinte expressão:

$$PPR = \frac{A_{ps}f_{ps}}{A_{ps}f_{ps} + A_s f_y} \quad (2.7)$$

onde:

$A_{ps}$  = área de aço da armadura de protensão

$A_s$  = área de aço de armadura passiva

$f_y$  = tensão de escoamento do aço de armadura passiva

Este índice pode ser referido não à tensão última  $f_{ps}$ , mas à tensão efetiva  $f_{pe}$ , pelo fato de esta ser de mais fácil conhecimento. A expressão (2.7) pode ser reescrita, então, como na forma da equação (2.8).

$$PPR_e = \frac{A_{ps}f_{pe}}{A_{ps}f_{pe} + A_s f_y} \quad (2.8)$$

O Índice de Protensão Parcial pode variar de zero a 1, sendo zero quando não se tem nenhuma armadura de protensão (concreto armado convencional) e 1 quando se tem protensão total, ou seja, não existe armadura passiva aderente complementar.

Este último caso, em se tratando de protensão não aderente, normalmente não é recomendado em projeto. Em elementos com protensão não aderente total, uma única fissura irá se formar na seção de momento máximo. Após a fissuração, as vigas nesta situação têm um comportamento que mais se aproxima de um arco abatido ligado por um tirante do que de um elemento à flexão (Mattock et al, 1971).

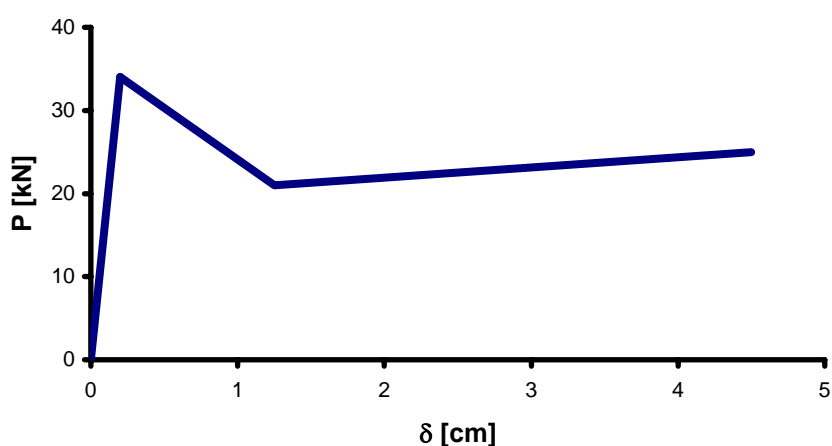
Além disso, Chakrabarti & Whang (1989) testaram oito vigas com protensão parcial e indicam que para uma mesma taxa mecânica de armadura (parâmetro definido adiante), a tensão última na armadura aumenta a medida que o índice de protensão  $PPR_e$  diminui. Chakrabarti et al (1994) conduziram um trabalho experimental no qual também verificaram



que mantendo-se a resultante de tração e as demais características das vigas, a medida que o índice é reduzido, melhoram a ductilidade, a capacidade portante e o comportamento pós-fissuração.

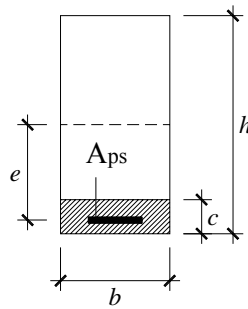
Muitos outros pesquisadores, como Mattock et al (1971), Cooke et al (1981), Tao & Du (1985), também afirmam que a adição de pequena quantidade de armadura passiva aderente complementar resulta em melhoras no comportamento à flexão de vigas e lajes. O reforço com armaduras passivas complementares, além de conduzir a uma melhor distribuição da fissuração, previne o aparecimento de um fenômeno peculiar em elementos com protensão total dotados de pouca quantidade de armadura, conhecido como instabilidade à flexão.

A instabilidade à flexão ocorre quando a resistência da seção transversal antes da fissuração é maior do que aquela obtida imediatamente após a formação da primeira fissura. Quando se tem pouca armadura e protensão total, a primeira fissura irá se propagar em direção ao topo da seção, até que a tensão no nível da fissura, dada pela teoria elástica simples, seja igual à resistência à tração  $f_{ct}$  e a fissura se estabilize. Neste momento, no entanto, a capacidade resistente mobilizada pela seção transversal é inferior àquela obtida antes da fissuração. A Figura 2.4 ilustra o comportamento de uma viga sujeita à instabilidade à flexão.



**Figura 2.4 - Viga com protensão não aderente e instabilidade à flexão.**

Considere-se uma seção transversal de largura  $b$ , altura  $h$ , excentricidade de protensão  $e$ , e altura da fissura  $c$  com relação ao bordo inferior da seção (Figura 2.5).



**Figura 2.5 - Dimensões da seção de viga sujeita a instabilidade à flexão.**

As propriedades geométricas da seção remanescente são:

- Área:  $A = b(h - c)$
- Momento de inércia:  $I = b(h - c)^3 / 12$

A tensão de tração calculada na altura da fissura devido à força  $P$  de protensão e a um momento externo  $M$  aplicado pode ser escrita como:

$$\sigma = -\frac{P}{b(h-c)} - \frac{6P(e+0,5c)}{b(h-c)^2} + \frac{6M}{b(h-c)^2} \quad (2.9)$$

Ou, reescrevendo a equação (2.9) em função de  $M$ :

$$M = \left( \sigma b + \frac{P}{h-c} \right) \frac{(h-c)^2}{6} + P \left( e + \frac{c}{2} \right) \quad (2.10)$$

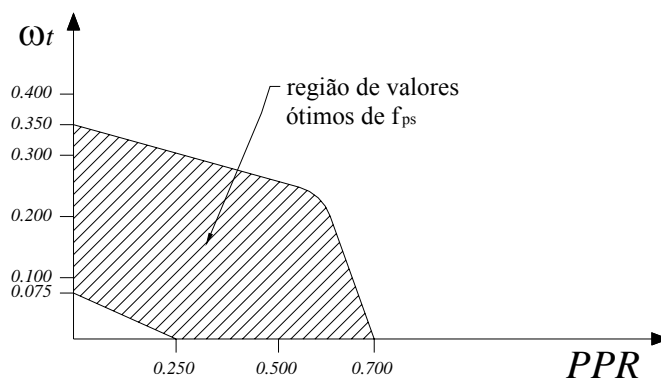
O fenômeno da instabilidade à flexão não irá ocorrer quando a derivada de  $M$  com relação à altura da fissura  $c$  for positiva para  $c$  igual a zero. Portanto, derivando-se a expressão (2.10), obtém-se:

$$\frac{\partial M}{\partial c} = \frac{1}{3} [P - \sigma b(h-c)] \quad (2.11)$$

Da equação (2.11) acima, fazendo  $c$  igual a zero e a tensão  $\sigma$  igual à tensão de tração do concreto  $f_{ct}$  deriva a condição para que não ocorra a instabilidade à flexão:

$$\frac{P}{bh} > f_{ct} \quad (2.12)$$

De um modo geral, é recomendável que elementos com protensão não aderente total sejam dotados de armadura aderente complementar. O gráfico abaixo ilustra a faixa de valores ótimos indicados por Chakrabarti (1995) para o índice  $PPR$ .



**Figura 2.6 - Faixa de valores ótimos de  $f_{ps}$  indicados por Chakrabarti (1995).**

No gráfico da Figura 2.6, tem-se como abscissas os valores de  $PPR$  e nas ordenadas os valores da taxa mecânica de armadura, definida a seguir.

### 2.1.2 Taxa Mecânica de Armadura, $\omega_t$

Também um outro parâmetro muito importante em elementos com protensão não aderente, senão o mais importante, a taxa mecânica de armadura  $\omega_t$ , é dada pela seguinte expressão:

$$\omega_t = \frac{A_{ps} f_{ps}}{b d_p f_c} + \frac{A_s f_y}{b d_s f_c} \quad (2.13)$$

onde:

$f_c$  = resistência à compressão do concreto

$b$  = largura da seção transversal

$d_p$  = altura útil da armadura de protensão

$d_s$  = altura útil da armadura passiva

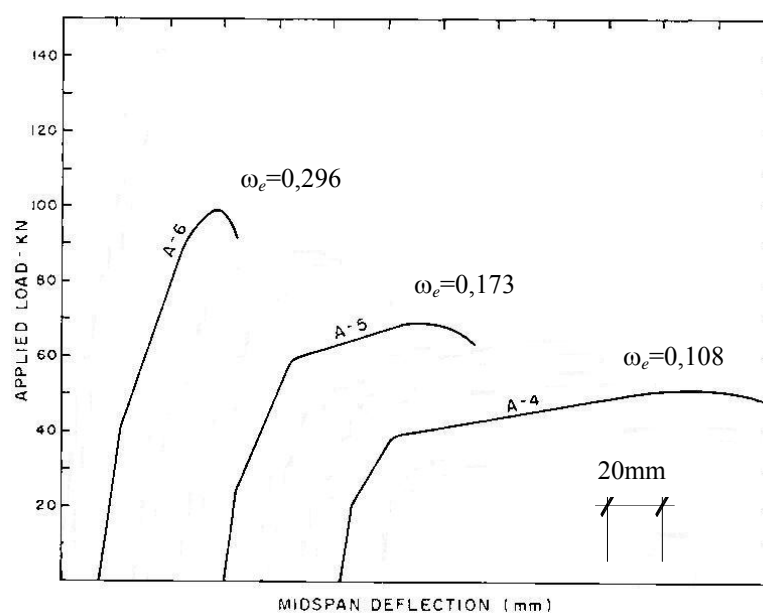
Assim como o índice de protensão parcial, a taxa mecânica de armadura pode ser referenciada à tensão efetiva  $f_{pe}$ , passando-se a expressão (2.13) para a seguinte:

$$\omega_e = \frac{A_{ps} f_{pe}}{bd_p f_c} + \frac{A_s f_y}{bd_s f_c} \quad (2.14)$$

Este índice, que reflete a relação entre as resultantes de tração e de compressão que podem ser mobilizadas na seção transversal, está diretamente relacionado à posição da linha neutra no estado limite último, como também à ductilidade da viga.

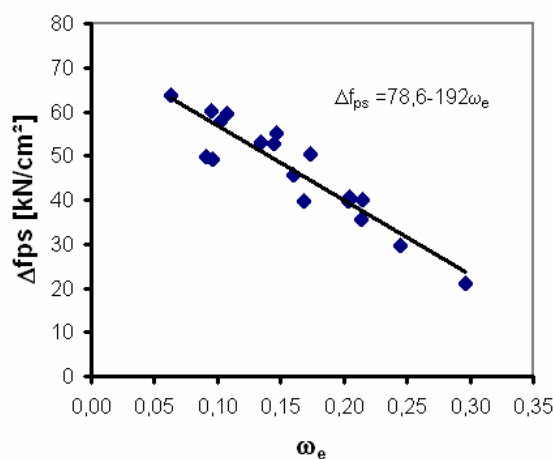
Muito embora taxas maiores de armadura conduzam, obviamente, a maiores momentos resistentes nos elementos, elas também levam a uma sensível perda de ductilidade e também a menores valores de  $\Delta f_{ps}$ .

No gráfico abaixo (Figura 2.7), observa-se o comportamento à flexão de vigas com diferentes taxas mecânicas de armadura, extraídas do trabalho experimental de Tao & Du (1985). Observa-se maiores deslocamentos na ruptura para os protótipos com taxas mais baixas.



**Figura 2.7 – Curvas P-δ de Tao & Du (1985) para três níveis de taxa mecânica de armadura (adaptado de Tao & Du, 1985).**

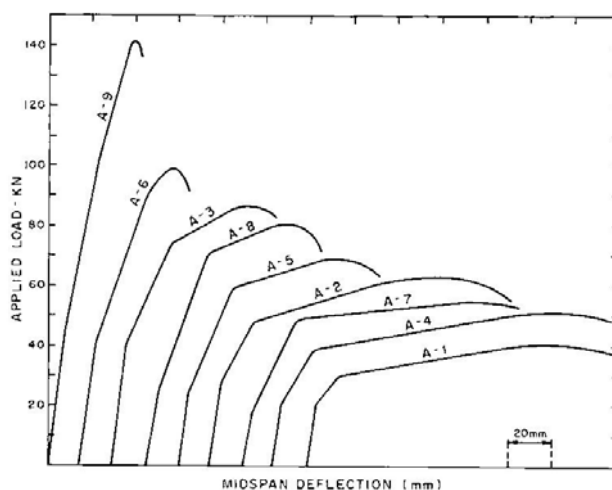
Também é verificada, segundo Tao & Du (1985), uma dependência direta entre a taxa mecânica de armadura e a tensão última de protensão. A Figura 2.8 ilustra a reta de regressão linear para os protótipos ensaiados por Tao & Du (1985).



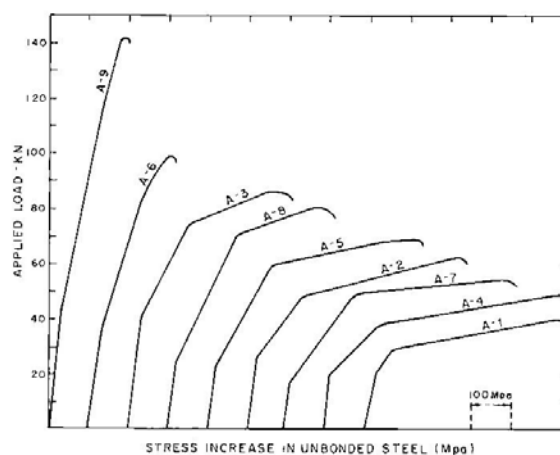
**Figura 2.8 – Relação de Tao & Du (1985) entre  $\omega_e$  x  $\Delta f_{ps}$  (adaptado de Tao & Du, 1985).**

Quando a taxa mecânica de armadura diminui, a linha neutra move-se em direção à fibra mais comprimida e a capacidade de rotação do elemento e a magnitude do incremento de tensão aumentam (Tao & Du, 1985).

A análise da Figura 2.9 e da Figura 2.10, também extraídas do trabalho de Tao & Du (1985) indica como é o comportamento à flexão dos elementos à medida que se aumenta a carga.



**Figura 2.9 – Curvas P- $\delta$  de protótipos do grupo A de Tao & Du (1985).**



**Figura 2.10 - Curvas  $P-\Delta f_{ps}$  de protótipos do grupo A de Tao & Du (1985).**

A semelhança observada nestes dois gráficos vem do fato de que tanto o deslocamento quanto o incremento de tensão são diretamente dependentes da distribuição de curvaturas ao longo do elemento fletido. É claramente visível o ponto de inflexão nas curvas devido primeiro à fissuração depois ao escoamento da armadura passiva.

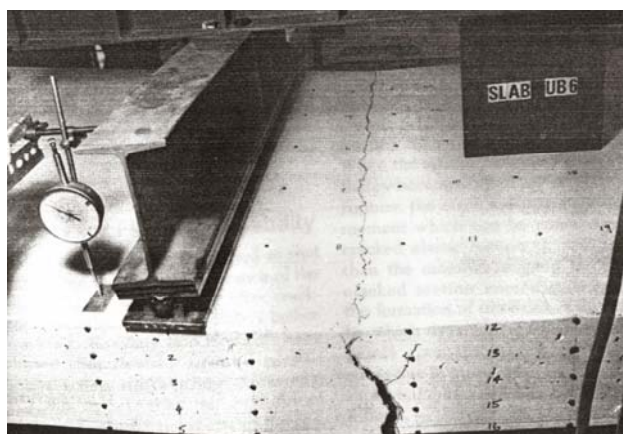
Cooke et al (1981) ensaiaram diversas lajes com protensão não aderente total com diferentes taxas mecânicas de armadura. Foi observado, para os protótipos com altas taxas, que a ruptura foi ocasionada com a aparição de fissuras de pequena abertura, localizadas na região de momentos constantes e que também se caracterizou pela profunda região de esmagamento do concreto, o qual teve sua ruptura ocasionada de forma súbita e explosiva. A Figura 2.11 ilustra a região de ruptura de uma laje com alta taxa de armadura.



**Figura 2.11 – Ruptura de laje de Cooke et al (1981) com alta taxa de armadura.**

Já os protótipos que possuíam baixa taxa de armadura, desenvolveram apenas uma ou duas fissuras, com uma pequena região de esmagamento do concreto, apresentando um

comportamento de arco atirantado abatido. Observou-se, nestes casos, o comportamento já descrito de instabilidade à flexão, segundo o qual a resistência da seção não fissurada é maior do que aquela imediatamente obtida após a fissuração. Pela Figura 2.12, pode-se observar de que modo ocorreu a ruptura em protótipos com baixa taxa de armadura.



**Figura 2.12 - Ruptura de laje de Cooke et al (1981) com baixa taxa de armadura.**

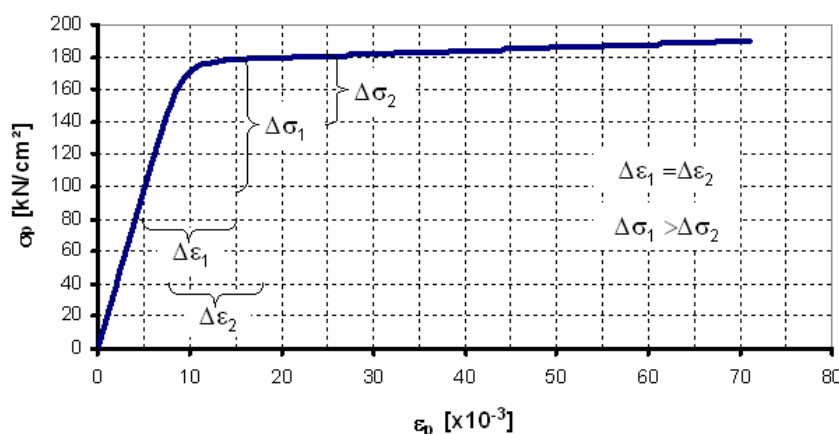
As lajes que possuíam taxas médias de armadura apresentaram bom comportamento à flexão, com suficiente ductilidade precedente à ruptura. Observou-se a aparição de menos fissuras e mais espaçadas do que no caso dos protótipos com altas taxas.

Um parâmetro interno na taxa mecânica de armadura,  $\omega_e$ , que exerce forte influência isoladamente é a tensão efetiva de protensão  $f_{pe}$ , conforme observado na pesquisa de Voelcker (2004).

### 2.1.3 Tensão Efetiva de Protensão, $f_{pe}$

Observada no trabalho de Voelcker (2004) como um parâmetro bastante influente na magnitude da tensão última de protensão, a tensão efetiva de protensão,  $f_{pe}$ , é definida, conforme já foi dito, como sendo a tensão de protensão atuante na armadura após a dedução das perdas imediatas e diferidas.

Pode-se observar, na análise da Figura 2.13, abaixo, como se dá a influência de  $f_{pe}$  em  $\Delta f_{ps}$ .



**Figura 2.13 – Diagrama tensão x deformação do aço de protensão.**

Na curva tensão x deformação do aço de protensão, como existe uma queda na reta tangente à curva à medida que as tensões se aproximam da tensão convencional de escoamento  $f_{py}$ , pode-se concluir que, para maiores tensões efetivas, quando se tem uma dada deformação, ter-se-ão menores incrementos de tensão  $\Delta f_{ps}$ . No aço de protensão, pelo fato de não existir um patamar definido de escoamento, define-se como tensão convencional de escoamento  $f_{py}$  a tensão atuante na armadura para uma deformação de 1%.

Das 33 vigas ensaiadas por Chakrabarti (1995), em um grupo de oito vigas foi parametrizada a tensão efetiva  $f_{pe}$ . Foi também verificado neste grupo que maiores tensões efetivas conduziam a valores menores nos incrementos de tensão na armadura de protensão.

#### 2.1.4 Esbeltez à flexão, $L/d_p$

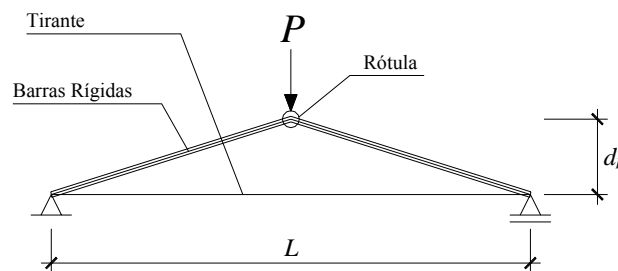
O índice de esbeltez à flexão  $L/d_p$ , que é a relação entre o vão do elemento e a altura útil da armadura de protensão, é um parâmetro tido por muitos pesquisadores, tais como Mojthaedi & Gamble (1978), Harajli (1990), Naaman & Alkhairi (1993), dentre outros, como de bastante influência no valor de  $\Delta f_{ps}$ .

Harajli (1990) menciona que uma parcela das deformações oriunda das fissuras inclinadas devidas ao esforço cortante deve ser somada à região plastificada. Como esta parcela é dependente da altura da seção e não do comprimento do vão, menores índices de esbeltez



conduzem a uma zona plastificada proporcionalmente maior, levando, portanto, a maiores incrementos de tensão.

Motjhaedi & Gamble (1978) admitiram um modelo básico de treliça, com duas barras rígidas ligadas por um tirante simulando a armadura de protensão, conforme ilustra a Figura 2.14. Para um deslocamento de 1/200 vezes o vão na rótula central, é avaliada a influência da esbeltez à flexão pela deformação calculada no tirante.



**Figura 2.14 – Modelo de treliça de Motjhaedi & Gamble (1978).**

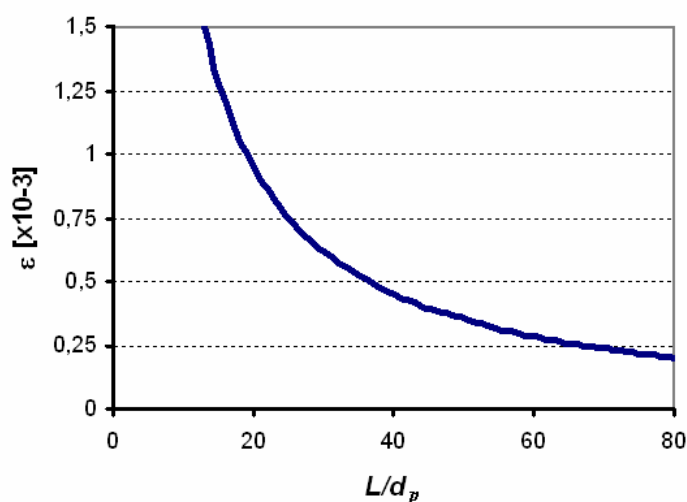
Montando-se as equações de compatibilidade de deformações para o modelo de Motjhaedi & Gamble (1978) e um deslocamento da rótula central de  $L/200$ , é possível mostrar que a deformação específica no tirante,  $\varepsilon$ , vale:

$$\varepsilon = -1 + \frac{\sqrt{4(1-\alpha)}}{2} \quad (2.15)$$

onde:

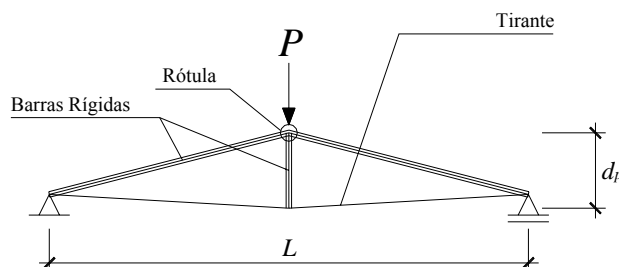
$$\alpha = 10^{-4} - \frac{1}{25L/d_p}$$

A expressão (2.15), graficada, toma a forma mostrada na Figura 2.15.



**Figura 2.15 – Deformação específica no tirante para um deslocamento na rótula central de  $L/200$ .**

Lee et al (1999) contestam o modelo de Motjhaedi & Gamble (1978) e sugerem o modelo indicado na Figura 2.16. Eles afirmam que o modelo inicial é inadequado, pois o deslocamento do elemento é diretamente relacionado à sua altura. Assim, Lee et al (1999) propõem um segundo modelo segundo o qual uma barra rígida vertical é adicionada.



**Figura 2.16 – Modelo de treliça de Lee et al (1999).**

Naaman & Alkhairi (1993) desenvolveram um modelo numérico baseado no modelo de treliça para a avaliação das deformações induzidas pelo esforço cortante. Como conclusões, os autores afirmam que, para índices de esbeltez menores do que 24, as deformações por corte têm um efeito significativo no incremento da tensão última em cabos não aderentes. Já para índices maiores do que 24, os autores afirmam que não se está cometendo erro grosseiro ao se negligenciar as deformações devidas ao esforço cortante.

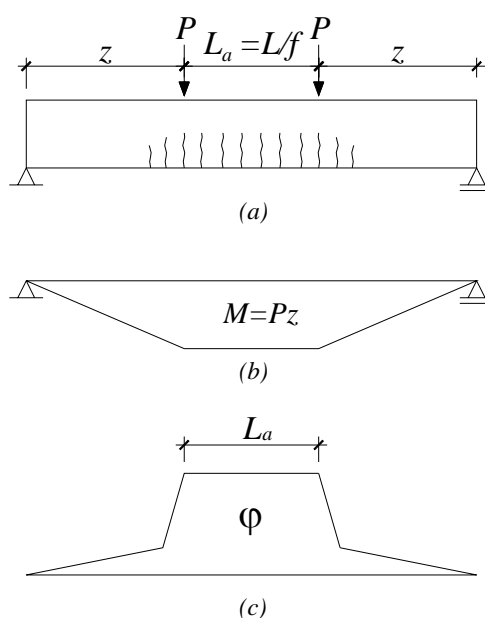
Harajli & Kanj (1991) ensaiaram 26 vigas bi-apoiadas de seção retangular e esbeltez à flexão variando de 8 a 20. Os autores observaram que, mantendo-se todas as demais variáveis

constantes, aumentando-se a esbeltez à flexão de 8 a 20, observa-se um decréscimo de 35% na tensão última medida.

O efeito da esbeltez à flexão, na realidade, não deve ser tomado isoladamente. Muito embora Harajli & Kanj (1991) não haviam verificado diferenças significativas em protótipos com diferentes tipos de carregamento, Lee et al (1999) afirmam que a esbeltez à flexão é um índice que deve ser avaliado juntamente com o carregamento, sendo seu efeito mais acentuado em vigas com carregamento concentrado, em comparação com carregamentos distribuídos.

### 2.1.5 Tipo de carregamento

Em um elemento submetido a duas cargas concentradas - Figura 2.17(a) - existe uma região de momentos constantes entre as cargas - Figura 2.17(b) - que se refletirá em uma distribuição de curvaturas também constante no mesmo intervalo. Na situação de ruptura, as deformações se concentram nessa região, tendo-se uma distribuição de curvaturas como a indicada na Figura 2.17(c).



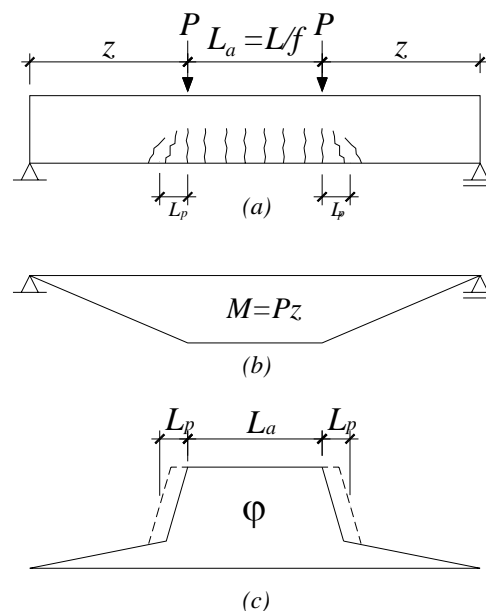
**Figura 2.17 – (a) Viga submetida a duas cargas concentradas; (b) Diagrama de momento fletor; (c) Distribuição de curvaturas.**

A distância  $L_a$  entre as cargas é igual a  $L/f$ . O parâmetro  $f$  é tomado como o seguinte para os diferentes tipos de carregamento:

- $f = 3$  para carregamento nos terços
- $f = 6$  para carregamento distribuído
- $f = \infty$  para carregamento concentrado

Embora o valor  $f = \infty$  para carregamento concentrado seja o teoricamente exato, muitas vezes este é tomado como sendo igual a um valor numérico. Lee et al (1999) assumem  $f = 10$  para carregamento concentrado.

A distribuição de curvaturas da Figura 2.17(c), porém, não é a que ocorre na realidade. Como a tensão na armadura não diminui a partir do ponto em que os momentos fletores diminuem, mas sim a partir do ponto onde ocorre a primeira fissura inclinada principal devido ao esforço cortante, deve ser acrescido, na distribuição idealizada de curvaturas, o valor de  $L_p$  (Figura 2.18).



**Figura 2.18 – Distribuição de curvaturas com adição de  $L_p$ .**

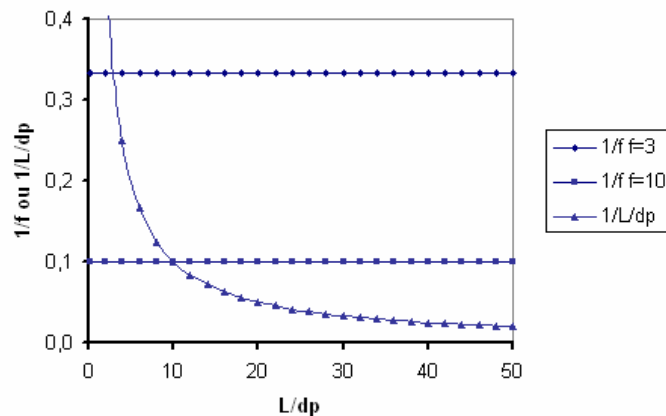
Se for admitido que  $L_p$  seja igual a  $0,5d_p$ , o comprimento da zona plastificado,  $L_o$ , pode ser tomado como:

$$L_o = \frac{L}{f} + 2L_p = \frac{L}{f} + d_p \quad (2.16)$$

Dividindo-se a expressão (2.16) por  $L$  é possível chegar à seguinte equação:

$$\frac{L_o}{L} = \frac{1}{f} + \frac{1}{L/d_p} \quad (2.17)$$

Na equação (2.17) acima, tem-se a proporção da região plastificada do elemento em relação ao seu vão. O primeiro membro reflete a contribuição do tipo de carregamento, enquanto o segundo membro retrata a esbeltez à flexão. Lee et al (1999) demonstram como é a interação entre estes dois fatores, ilustrado na Figura 2.19:



**Figura 2.19 – Efeito do tipo de carregamento e esbeltez à flexão.**

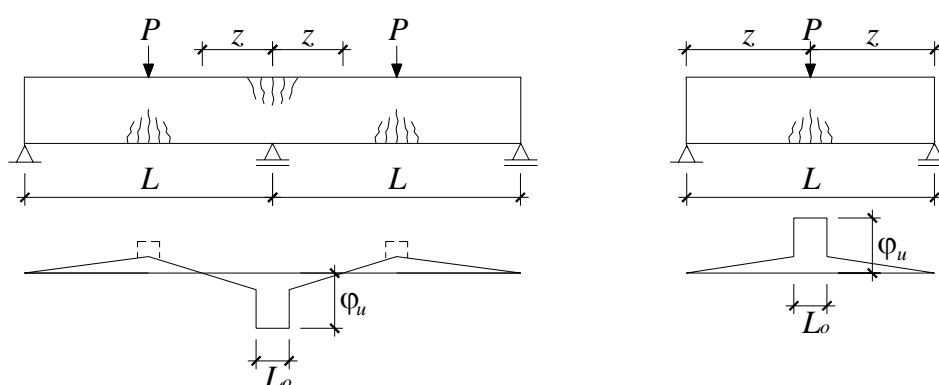
Embora a esbeltez à flexão influa no incremento de tensão, o maior responsável pela extensão da zona plastificada é o tipo de carregamento.

### 2.1.6 Continuidade da Estrutura

Dos muitos trabalhos já desenvolvidos, enquanto a maioria deu atenção apenas a elementos estaticamente determinados, ou seja, elementos com um vão, poucos deram atenção aos elementos contínuos.

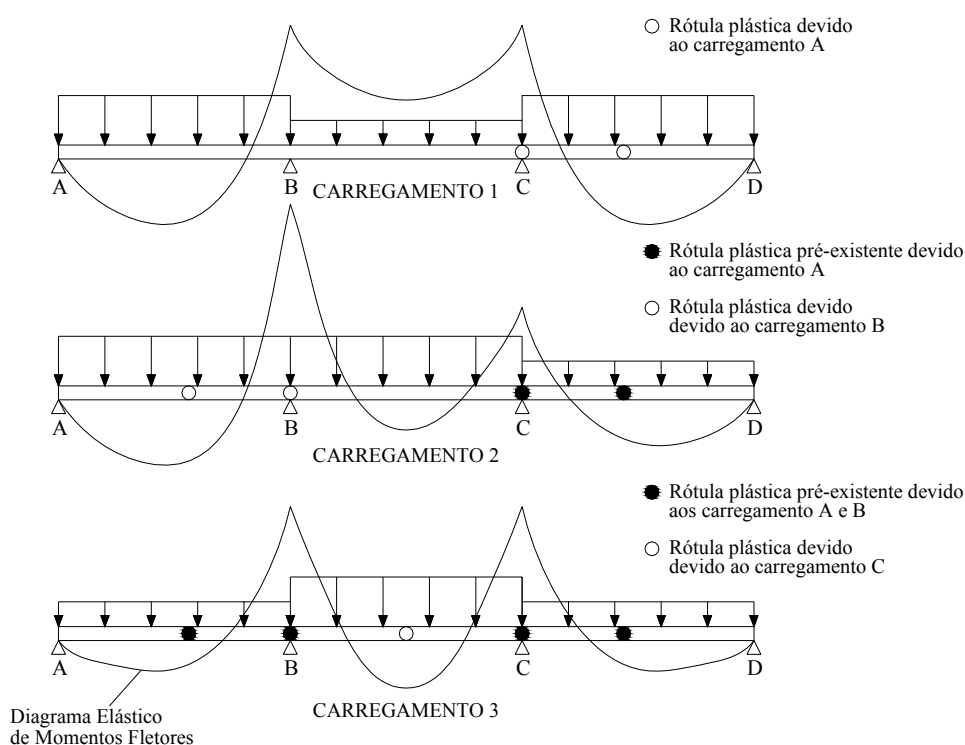
Harajli (1990) observa que em elementos contínuos, a região plastificada pode ser comparada com o caso de elementos de um vão com carga concentrada. Em elementos contínuos, a

região plastificada é esperada a se desenvolver próxima às reações “concentradas” dos apoios, onde se tem os maiores momentos negativos (Harajli 1990). Observando-se a Figura 2.20, percebe-se que, como o valor de  $\Delta f_{ps}$  é dependente da relação entre a região plastificada e a distância entre as ancoragens, durante a formação da primeira rótula plástica, o incremento de tensão  $\Delta f_{ps}$  é maior no caso de vigas simplesmente apoiadas do que no caso de vigas contínuas. Para as vigas contínuas, havendo suficiente ductilidade no apoio para redistribuição de momentos fletores, pode-se esperar um aumento no valor de  $\Delta f_{ps}$  até a formação da rótula plástica no vão.



**Figura 2.20 – Região plastificada em apoios de elementos contínuos.**

Burns et al (1978) ensaiaram lajes de três vãos com diferentes padrões de carregamento, de tal forma que o colapso parcial de cada laje ocorreu para cada padrão de carregamento. Cooke et al (1981) comentam um dos ensaios realizados por Burns et al (1978). Observando-se a Figura 2.21, para cada padrão de carregamento houve um tipo diferente de colapso na laje. Sob o carregamento 1, a ruptura ocorreu no vão CD, onde duas rótulas plásticas se formaram. Sob o carregamento 2, as rótulas plásticas se formaram sob o vão AB e, finalmente, sob o terceiro padrão de carregamento, houve a formação da rótula plástica no vão central BC.



**Figura 2.21 – Formação de rótulas plásticas para diferentes padrões de carregamento.**

Ainda que exista a redistribuição de momentos, os diagramas elásticos de momentos fletores servem como indicativo de que o padrão de carregamento pode afetar o valor do incremento de tensão na armadura de protensão. Cooke et al (1981) comentam, por exemplo, que sob o padrão de carregamento 1, o vão central está sujeito a momentos fletores negativos, ocasionando compressão no concreto adjacente ao perfil de protensão. Como é sabido que o alongamento total do cabo é o mesmo que o alongamento de todas as fibras de concreto adjacentes ao perfil de protensão tem-se, neste caso, um alongamento menor do que ter-se-ia com os três vãos carregados simultaneamente.

Voelcker (2004) observa que nos trabalhos de Hemakon (1970) e Gebre-Michael (1970), em que ambos ensaiaram lajes contínuas sob dois vãos, o incremento de tensão  $\Delta f_{ps}$  para carregamentos aplicados em um único vão foram até 50% menores do que carregamentos aplicados nos dois vãos simultaneamente.

Mattock et al (1971) afirmam que se uma pequena quantidade de armadura de compressão é colocada nos apoios internos, então a capacidade última das seções no meio do vão será atingida, devido à redistribuição de momentos fletores. Os autores ainda afirmam que se pode

considerar em projeto uma redistribuição de momentos igual aos momentos secundários da protensão, sem uma limitação especial na quantidade de armadura de compressão.

## 2.2 MÉTODOS PARA A PREVISÃO DA TENSÃO ÚLTIMA EM CABOS NÃO ADERENTES

A seguir, se apresentam em, ordem cronológica, alguns dos principais trabalhos desenvolvidos para a obtenção da tensão última em cabos não aderentes.

### 2.2.1 Mattock et al (1971)

No estudo de Mattock et al (1971), foram ensaiadas sete vigas simplesmente apoiadas sob um vão de 8,53m, sendo quatro com seção T e três com seção retangular. Foram também ensaiadas três vigas de seção T contínuas sob dois vãos de 8,53m. Em todas as vigas foi adotado traçado parabólico dos cabos de protensão. As principais variáveis eram a presença de aderência, a quantidade de armadura passiva complementar e o uso de cordoalhas de sete fios como armadura passiva complementar. A esbelteza à flexão de todas as vigas era de 33,6, e o carregamento adotado foi de quatro pontos de carga a 46 cm e 168 cm de cada lado do vão central.

Mattock et al (1971) observaram que a tensão  $f_{ps}$ , obtida pela expressão do ACI 318-63 – equação (2.18) – dava resultados aproximadamente 30% menores do que os observados experimentalmente.

$$f_{ps} = f_{pe} + 10,0 \quad [\text{kN/cm}^2] \quad (2.18)$$

Os autores concluíram, também, que uma pequena quantidade de armadura aderente complementar pode assegurar condições satisfatórias de serviço em vigas com protensão não aderente, fazendo com que a viga tenha um comportamento de elemento fletido ao invés de um arco atirantado abatido. Também foi dito que cordoalhas de sete fios podem ser efetivamente utilizadas como armadura passiva aderente complementar.

A seguinte equação é proposta para a tensão última nos cabos não aderentes:



$$f_{ps} = f_{pe} + \frac{1,4 f_c}{100} \frac{b d_p}{A_{ps}} + 7,0 \quad [\text{kN/cm}^2] \quad (2.19)$$

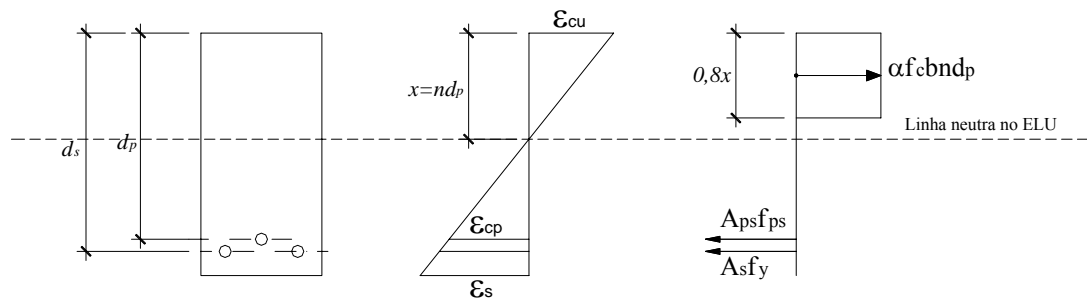
### 2.2.2 Tam & Pannell (1976)

Tam & Pannell (1976) desenvolveram um método baseado em compatibilidade de deformações para a avaliação da tensão última em cabos não aderentes. Conduziram também um trabalho experimental do qual puderam aferir um coeficiente empírico  $\Psi$  da relação entre a extensão da região plasticificada e a altura da linha neutra no estado limite último. Para tanto, foram ensaiadas oito vigas com esbelteza à flexão variando de 20 a 45, com carregamento concentrado e tensões efetivas variando de 0,4 a 0,6 da tensão de ruptura da armadura de protensão.

De acordo com a formulação de Tam & Pannell (1976), sendo  $\Delta$  a variação de comprimento do concreto ao nível da armadura de protensão na região da rótula plástica, tem-se a seguinte expressão:

$$f_{ps} = f_{pe} + \frac{\Delta E_{ps}}{L} \quad (2.20)$$

A Figura 2.22 indica a geometria, a deformada e a resultante de forças na seção no estado limite último.



**Figura 2.22 – Geometria, deformada e resultante de forças na seção no estado limite último.**

Observando-se a figura, pode-se estabelecer a seguinte condição de compatibilidade de deformações:

$$\varepsilon_{cp} = (1 - n)\varepsilon_{cu} / n \quad (2.21)$$

Se  $\Psi$  é a relação entre o comprimento do trecho plastificado e a altura da linha neutra  $x$ , tem-se então:

$$\Delta = \varepsilon_{cp} \Psi x \quad (2.22)$$

Substituindo-se as equações (2.21) e (2.22) na equação (2.20) tem-se:

$$f_{ps} = f_{pe} + \Psi \varepsilon_{cu} (1 - n) \frac{E_{ps} d_p}{L} \quad (2.23)$$

Pelo equilíbrio de forças na seção transversal, tem-se:

$$\alpha f_c b n d_p = A_{ps} f_{ps} + A_s f_y \quad (2.24)$$

onde  $\alpha = 0,85 \times 0,8 = 0,68$ .

Introduzindo-se a notação das taxas de armadura ativa,  $r = A_{ps}/bd_p$ , e de armadura passiva,  $r_1 = A_s/bd_s$ , tem-se, a partir da equação (2.24), a seguinte equação:

$$n = \frac{r f_{ps}}{\alpha f_c} + \frac{r_1 f_y}{\alpha f_c} \quad (2.25)$$

Substituindo-se a equação (2.25) na equação (2.23) tem-se:

$$f_{ps} = f_{pe} + \Psi \varepsilon_{cu} \left( 1 - \frac{r f_{ps}}{\alpha f_c} - \frac{r_1 f_y}{\alpha f_c} \right) \frac{E_{ps} d_p}{L} \quad (2.26)$$

Ou então, isolando-se o parâmetro  $\Psi$ :

$$\Psi = \frac{f_{ps} - f_{pe}}{\varepsilon_{cu} \left( 1 - \frac{rf_{ps}}{\alpha f_c} - \frac{r_1 f_y}{\alpha f_c} \right) \frac{E_{ps} d_p}{L}} \quad (2.27)$$

Dos testes experimentais realizados pelos autores, foi obtido o valor de 10,5 para o parâmetro  $\Psi$ , indicado na equação (2.27). Introduzindo-se as seguintes notações de taxa mecânica de armadura:

$$q_e = \frac{rf_{pe}}{f_c} \quad (2.28)$$

$$q_s = \frac{r_1 f_y}{f_c} \quad (2.29)$$

e fazendo

$$\lambda = \frac{\Psi r \varepsilon_{cu} E_{ps} d_p}{L f_c} \quad (2.30)$$

se consegue, após algumas manipulações algébricas, chegar às seguintes expressões para a avaliação da tensão última:

$$q_u = \frac{q_e + \lambda}{1 + \lambda / \alpha} - \frac{q_s \lambda}{\alpha + \lambda} \quad (2.31)$$

$$f_{ps} = \frac{q_u f_c}{r} \quad (2.32)$$

### 2.2.3 Cooke et al (1981)

Cooke et al (1981) ensaiaram 12 lajes bi-apoiadas com carregamento nos terços médios e esbeltez à flexão variando de 20 a 40. Todas as lajes foram ensaiadas com protensão total, ou seja, não eram dotadas de armadura passiva complementar. Das 12 lajes ensaiadas, 9 eram com protensão não-aderente e 3 com protensão aderente.

Os autores ensaiaram lajes com altas, médias e baixas taxas de armadura,  $\omega_e$ . O objetivo era de se avaliar a influência destas taxas no comportamento à flexão das lajes.

Como conclusões de seu estudo, Cooke et al (1981) observam que protótipos com protensão não aderente e taxas de armadura inferiores a 0,11 devem ser dotados de armadura passiva complementar para que seja evitada a formação de uma única fissura e o fenômeno da instabilidade à flexão. Os autores indicam também, que a expressão utilizada pelo ACI 318-77 – equação (2.33) – superestima os valores obtidos experimentalmente.

$$f_{ps} = f_{pe} + 6,89 + \frac{f_c}{100\rho_p} \text{ [kN/cm}^2\text{]} \quad (2.33)$$

Com isso, Cooke et al (1981) afirmam que equação adotada pelo ACI 318-63 é a mais indicada para o uso no caso de protensão não aderente, a saber:

$$f_{ps} = f_{pe} + 10,0 \text{ [kN/cm}^2\text{]} \quad (2.34)$$

#### 2.2.4 Tao & Du (1985)

Tao & Du (1985) conduziram um trabalho experimental no qual foram ensaiadas 26 vigas com a mesma geometria e diferentes características da seção transversal. As vigas possuíam 420 cm de vão, com seção transversal de 16x28 cm, carregamento nos terços e perfil reto de protensão. A esbelteza à flexão de todas as vigas era de 19,1.

O principal parâmetro de avaliação nesta pesquisa fora a taxa de armadura,  $\omega_e$ . Através dos resultados obtidos, foi possível verificar a maior ductilidade de vigas com baixas taxas de armadura, bem como um maior incremento na tensão última na armadura de protensão.

Tao & Du (1985), de posse dos resultados que obtiveram, observaram uma relação de dependência linear entre a taxa de armadura,  $\omega_e$ , e o incremento de tensão,  $\Delta f_{ps}$ . A seguinte equação é, então, proposta pelos autores:

$$\Delta f_{ps} = 78,6 - 192,0\omega_e \text{ [kN/cm}^2\text{]} \quad (2.35)$$

### 2.2.5 Harajli (1990)

Harajli (1990) elaborou um estudo baseado em compatibilidade de deformações para a determinação da tensão última. Para tal, foram tomadas as três seguintes suposições:

- a) É assumida uma distribuição linear de deformações nas seções transversais, o que implica que o alongamento total do aço de protensão é determinado pela distribuição de curvaturas ao longo do vão
- b) O alongamento total do aço de protensão entre ancoragens ocorre devido principalmente ao aparecimento da região plástica correspondente à uma distribuição teórica de curvaturas.
- c) A tensão em cabos não aderentes é constante ao longo do vão, ou seja, são negligenciados os efeitos de atrito que se desenvolvem entre o cabo e o concreto que o envolve.

A relação de compatibilidade de deformações na seção transversal é dada por:

$$\Delta\varepsilon = \frac{d_p - x}{x} \varepsilon_{cu} \quad (2.36)$$

onde  $\Delta\varepsilon$  é a deformação que ocorreria com aderência perfeita desde o estado de descompressão até a ruptura.

O incremento no alongamento do cabo de protensão, sendo então assumido como acontecendo apenas na região plastificada, é dado por:

$$\Delta l_{ps} = (\Delta\varepsilon + \varepsilon_{ce}) L_o \quad (2.37)$$

onde  $L_o$  é o comprimento da região plástica equivalente e  $\varepsilon_{ce}$  é a pré-deformação no concreto ao nível do perfil de protensão.

O incremento de deformação no cabo de protensão é dado por:

$$\Delta\varepsilon_{ps} = \frac{\Delta l_{ps}}{L} \quad (2.38)$$

Combinando-se as equações (2.36), (2.37) e (2.38), pode-se chegar à seguinte expressão para a deformação no cabo de protensão:

$$\varepsilon_{ps} = \varepsilon_{pe} + \varepsilon_{ce} (L_o / L) + \varepsilon_{cu} \frac{d_p - x}{x} (L_o / L) \quad (2.39)$$

Isolando-se a linha neutra  $x$ , tem-se:

$$x = \frac{\varepsilon_{cu} (L_o / L) d_p}{\varepsilon_{ps} - (\varepsilon_{pe} + \varepsilon_{ce} (L_o / L)) + \varepsilon_{cu} (L_o / L)} \quad (2.40)$$

Por fim, aplicando-se a equação do equilíbrio de forças na seção transversal, obtém-se a seguinte expressão para a tensão última:

$$f_{ps} = \frac{1}{A_{ps}} \frac{0,85\beta_1 f_c b_w (L_o / L) d_p \varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{ps} - \varepsilon_{pe} - (L_o / L)(\varepsilon_{ce} - \varepsilon_{cu})} + \frac{(A'_s - A_s) f_y + C_f}{A_{ps}} \quad (2.41)$$

onde  $\beta_1$  é o coeficiente que transforma a distribuição parabólica de tensões no concreto em um diagrama retangular e  $C_f$  é a resistência à compressão da mesa da seção transversal. A solução da equação (2.41) acima é o ponto em que o gráfico de  $f_{ps}$  x  $\varepsilon_{ps}$  encontra a curva da equação constitutiva

Harajli (1990) toma para o comprimento de plastificação a seguinte expressão:

$$\frac{L_o}{L} = \frac{0,95}{f} + 0,05 + \frac{1}{L/d_p} \quad (2.42)$$

Com o intuito de introduzir o efeito da esbelteza à flexão nas expressões do ACI-318-83 de uma maneira homogênea e não como um simples índice separador, Harajli (1990) propõe a seguinte equação para a tensão última para fins de norma:

$$f_{ps} = f_{pe} + \left( 6,9 + \frac{f_c}{100\rho_p} \right) \left( 0,4 + \frac{8}{L/d_p} \right) \leq f_{py} \text{ ou } f_{pe} + 42 \text{ kN/cm}^2 \quad (2.43)$$

### 2.2.6 Naaman & Alkhairi (1991b)

Naaman & Alkhairi (1991b) propuseram uma metodologia para a previsão da tensão última com base em compatibilidade de deformações com um coeficiente  $\Omega$  redutor de aderência. Em suas análises, Naaman & Alkhairi (1991b) sugerem tanto coeficientes redutores de aderência para os estados de serviço da seção em regime elástico e após a fissuração, quanto para o estado limite último.

Para a seção não fissurada em regime elástico, tem-se o coeficiente  $\Omega$  como segue:

$$\Omega = \frac{(\Delta\varepsilon_{psu})_m}{(\Delta\varepsilon_{psb})_m} = \frac{(\Delta\varepsilon_{psu})_{av}}{(\Delta\varepsilon_{cps})_m} \quad (2.44)$$

onde:

$(\Delta\varepsilon_{psu})_m$  = máximo incremento de deformação na armadura de protensão

$(\Delta\varepsilon_{psb})_m$  = máximo incremento de deformação na armadura equivalente aderente de protensão

$(\Delta\varepsilon_{psu})_{av}$  = incremento médio de deformação na armadura de protensão

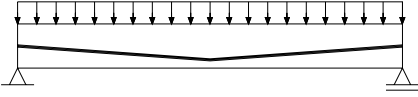
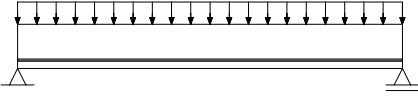
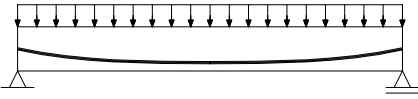
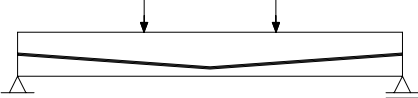
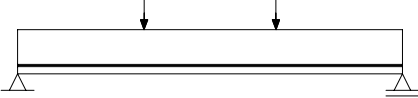
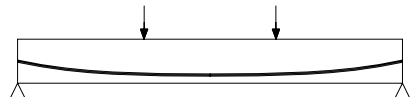
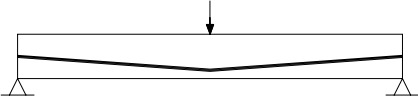
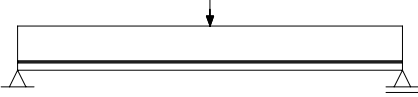
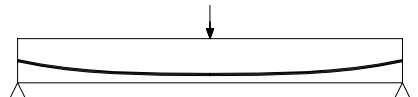
$(\Delta\varepsilon_{cps})_m$  = máximo incremento de deformação no concreto ao nível da armadura equivalente aderente de protensão

Em vigas simplesmente apoiadas com seção transversal constante, carregamento e perfil de protensão simétricos, pode ser mostrado que o valor de  $\Omega$  é dado por:

$$\Omega = \frac{2}{\Delta M_{m\acute{a}x} (e_0)_{m\acute{a}x} L} \int_0^{L/2} \Delta M(x) e_0(x) dx \quad (2.45)$$

onde  $\Delta M_{m\acute{a}x}$  e  $\Delta M(x)$  são, respectivamente, o incremento máximo de momento na seção crítica e o incremento de momento em uma seção  $x$  ao longo do vão. As excentricidades  $(e_0)_{m\acute{a}x}$  e  $e_0(x)$  são as correspondentes excentricidades do perfil de protensão. A Tabela 2.1 mostra o valor de  $\Omega$  para diferentes perfis de protensão e tipos de carregamento.

Tabela 2.1 – Coeficientes redutores de aderência no regime elástico.

Tipo de Carregamento e Perfil de Protensão	$\Omega$
	$\Omega = \frac{5}{12} + \frac{1}{4} \frac{e_s}{e_m}$
	$\Omega = \frac{2}{3}$
	$\Omega = \frac{8}{15} + \frac{2}{15} \frac{e_s}{e_m}$
	$\Omega = \frac{23}{54} + \frac{13}{54} \frac{e_s}{e_m}$
	$\Omega = \frac{2}{3}$
	$\Omega = \frac{44}{81} + \frac{10}{81} \frac{e_s}{e_m}$
	$\Omega = \frac{1}{3} + \frac{1}{6} \frac{e_s}{e_m}$
	$\Omega = \frac{1}{2}$
	$\Omega = \frac{5}{12} + \frac{1}{12} \frac{e_s}{e_m}$

Quando no estado fissurado, os autores, baseando-se na hipótese de uma única fissura ocorrendo na seção de momento máximo, indicam um outro coeficiente redutor de aderência,

$\Omega_{cr}$ :



$$\Omega_{cr} = \Omega \frac{I_{cr}}{I_g} + \frac{2}{L} \left( 1 - \frac{I_{cr}}{I_g} \right) \int_0^{L_c/2} \frac{\Delta M(x) e_0(x)}{\Delta M_{máx}(e_0)_{máx}} dx \quad (2.46)$$

onde  $I_{cr}$  é o momento de inércia da seção fissurada,  $I_g$  é o momento de inércia da seção bruta de concreto, e  $L_c$  é a abertura da fissura ou da região fissurada.

Como o comprimento  $L_c$  é muito pequeno em relação ao vão  $L$ , a expressão (2.46) toma a forma:

$$\Omega_{cr} = \Omega \frac{I_{cr}}{I_g} \quad (2.47)$$

Com isso, os autores afirmam que combinando-se os valores de  $\Omega$  da Tabela 2.1 com a relação  $I_{cr}/I_g$ , pode-se chegar aos coeficientes redutores no estado fissurado.

Na avaliação do coeficiente redutor no estado limite último,  $\Omega_u$ , os autores utilizaram-se de regressões de diversos trabalhos experimentais disponíveis até então na literatura para a sua obtenção.

Tem-se, para o incremento de deformação na armadura não aderente:

$$\left( \Delta \varepsilon_{psu} \right)_m = \Omega_u \varepsilon_{ce} + \Omega_u \varepsilon_{cu} \left( \frac{d_p}{x} - 1 \right) \quad (2.48)$$

onde  $\varepsilon_{ce}$  é a deformação decorrente desde a deformação efetiva de protensão até o estado de descompressão da seção transversal e  $\varepsilon_{cu}$  é a deformação última do concreto.

Desconsiderando-se a deformação,  $\varepsilon_{ce}$ , que geralmente é pequena em relação às demais, e valendo-se da lei de Hooke para a relação constitutiva do aço de protensão, pode-se chegar à seguinte expressão para a tensão última:

$$f_{ps} = f_{pe} + \Omega_u E_{ps} \varepsilon_{cu} \left( \frac{d_p}{x} - 1 \right) \quad (2.49)$$

A altura da linha neutra  $x$ , adicionada à equação de equilíbrio de forças na seção transversal, é resolvida por uma equação quadrática com a seguinte raiz aceitável:

$$x = \frac{-B + \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} \quad (2.50)$$

onde:

$$A = 0,85 f_c b_w \beta_1$$

$$B = A_{ps} (E_{ps} \varepsilon_{cu} \Omega_u (L_1 / L_2) - f_{pe}) + A'_s f_y - A_s f_y + 0,85 f_c (b - b_w) h_f$$

$$C = -A_{ps} E_{ps} \varepsilon_{cu} \Omega_u d_p (L_1 / L_2)$$

$L_1/L_2$  é a relação entre o comprimento do vão ou dos (no caso de mais de um) vão(s) carregado(s) e o comprimento do cabo entre ancoragens.

Os coeficientes redutores de aderência  $\Omega_u$  sugeridos pelos autores para fins normativos são:

$$\Omega_u = \frac{1,5}{L/d_p} \text{ para carregamento concentrado} \quad (2.51)$$

$$\Omega_u = \frac{3}{L/d_p} \text{ para carregamentos distribuído ou nos terços} \quad (2.52)$$

### 2.2.7 Chakrabarti (1995)

No estudo de Chakrabarti (1995) foram ensaiadas 33 vigas, sendo 6 vigas de seção “T” e as demais com seção retangular. As principais variáveis estudadas foram a taxa mecânica de armadura, o índice de protensão parcial, formato dos elementos, resistência do concreto, esbeltez à flexão e tensão efetiva de protensão.

Como conclusões, Chakrabarti (1995) observa que com taxas variando de 0,1 a 0,25 para seções retangulares e 0,075 a 0,2 para vigas “T”, e também com índices de protensão variando de 0,25 a 0,7 se atingem os maiores valores da tensão última.

Vigas com alto índice de esbeltez à flexão e sem nenhuma armadura aderente complementar têm um valor muito baixo de  $f_{ps}$ . Contudo, quando dotadas de pequeno reforço de armadura passiva, o valor de  $f_{ps}$  cresce rapidamente.

A medida que o valor da tensão efetiva  $f_{pe}$  aumenta, o valor de  $\Delta f_{ps}$  diminui. Chakrabarti (1995) recomenda valores de 50 a 60 por cento do valor da resistência última do aço de protensão para a tensão efetiva.

A seguinte equação é proposta pelo autor:

$$f_{ps} = \frac{f_{pe} + 6,9 + A}{(1 - B)} \quad [\text{kN/cm}^2] \quad (2.53)$$

onde:

$$A = \frac{f_c}{100\rho_s} \frac{d_p}{d_s} \frac{41,4}{f_y} \left( 1 + \frac{\rho_s}{0,025} \right) \leq 13,7 \text{ kN/cm}^2$$

$$B = \frac{rf_c}{100\rho_p f_{pe}} \leq 0,25$$

$\rho_s$  e  $\rho_p$  são as taxas de armadura passiva e de protensão respectivamente

$r = 1,0$  para elementos com  $L/d_p \leq 33$

$r = 0,8$  para elementos com  $L/d_p > 33$

Para elementos esbeltos e sem nenhuma armadura aderente complementar, i. e., quando  $\rho_s = 0$  e  $L/d_p > 33$ , a equação (2.53) deve ser modificada pela equação (2.54) a seguir:

$$f_{ps}^{mod} = f_{pe} + 0,65\Delta f_{ps} \quad (2.54)$$

Os valores de  $f_{ps}$  não devem exceder:

$f_{ps} = f_{ps} + 41,4 \text{ kN/cm}^2$ , para elementos com  $L/d_p \leq 33$

$f_{ps} = f_{ps} + 27,5 \text{ kN/cm}^2$ , para elementos com  $L/d_p > 33$

### 2.2.8 Lee et al (1999)

Lee et al (1999) também propõem um método para a previsão de  $f_{ps}$  baseado em compatibilidade de deformações. Ao invés de utilizarem a equação de equilíbrio de forças, os autores utilizam a equação do equilíbrio de momentos:

$$0,85\beta_1 f_c b x (d_e - \beta_1 x / 2) = A_{ps} f_{ps} (d_p - \beta_1 x / 2) +$$

$$A_s f_y (d_s - \beta_1 x / 2) - A'_s f_y (d_e - \beta_1 x / 2) \quad (2.55)$$

onde:

$$d_e = \frac{A_{ps} f_{ps} d_p + A_s f_y d_s}{A_{ps} f_{ps} + A_s f_y}$$

Assumindo apenas deformações na região plastificada tem-se, através da equação de compatibilidade, a posição da linha neutra  $x$ :

$$x = \frac{(L_o / L) \epsilon_{cu} d_p}{\epsilon_{ps} - \epsilon_{pe} + (L_o / L) \epsilon_{cu}} \quad (2.56)$$

Introduzindo-se na equação de equilíbrio de momentos, tem-se:

$$f_{ps} = \frac{1}{\alpha_p A_{ps}} \frac{0,85\beta_1 f_c b (L_o / L) \epsilon_{cu} d_p}{\epsilon_{ps} - \epsilon_{pe} + (L_o / L) \epsilon_{cu}} + \frac{(A'_s - \alpha_s A_s) f_y}{\alpha_p A_{ps}} \quad (2.57)$$

onde:

$$\alpha_p = (d_p - \beta_1 x / 2) / (d_e - \beta_1 x / 2)$$

$$\alpha_s = (d_s - \beta_1 x / 2) / (d_e - \beta_1 x / 2)$$

A relação  $L_o/L$  é dada por:

$$\frac{L_o}{L} = \frac{1}{f} + \frac{1}{L/d_p} \quad (2.58)$$

Assumindo a condição elástico-linear para o aço de protensão, a equação (2.57) toma a forma:

$$f_{ps} = \frac{1}{\alpha_p A_{ps}} \frac{0,85\beta_1 f_c b (L_o / L) E_{ps} \epsilon_{cu} d_p}{f_{ps} - f_{pe} + (L_o / L) E_{ps} \epsilon_{cu}} + \frac{(A'_s - \alpha_s A_s) f_y}{\alpha_p A_{ps}} \quad (2.59)$$

Após algumas manipulações algébricas, os autores chegam a uma expressão, com coeficientes  $K_1$ ,  $K_2$ ,  $K_3$  e  $K_4$  arbitrados por regressão de diversos trabalhos experimentais.

$$f_{ps} = K_1 + K_2 f_{pe} + K_3 \frac{(A'_s - A_s) f_y}{A_{ps}} + K_4 \sqrt{\frac{d_s}{d_p} \frac{f_c}{\rho_p} \left[ \frac{1}{f} + \frac{1}{L/d_p} \right]} \quad [\text{kN/cm}^2] \quad (2.60)$$

Os coeficientes encontrados são:

$$K_1 = 20,7 \text{ KN/cm}^2$$

$$K_2 = 0,75$$

$$K_3 = 1/12$$

$$K_4 = 68,1$$

Para fins normativos, os autores sugerem diferentes coeficientes para maior segurança:

$$K_1 = 6,9 \text{ [KN/cm}^2\text{]}$$

$$K_2 = 0,8$$

$$K_3 = 1/15$$

$$K_4 = 66,4$$

## 2.3 CRITÉRIO NORMATIVOS PARA A PREVISÃO DE $f_{ps}$

### 2.3.1 ACI 318 (2002)

As expressões adotadas pelo ACI 318 – *Building Code Requirements for Structural Concrete* foram originadas do estudo de Mattock et al (1971) e posteriormente modificadas para levar em conta o parâmetro da esbeltez à flexão, com as considerações de Motjhaedi & Gamble (1978). Pode-se observar que tais expressões não levam em conta parâmetros importantes, como o tipo de carregamento, a taxa total de armadura e a tensão efetiva.

$$f_{ps} = f_{pe} + 6,89 + \frac{f_c}{k} \frac{bd_p}{A_{ps}} \quad [\text{kN/cm}^2] \quad (2.61)$$

Onde

$k = 100$  para  $L/d_p \leq 35$

$k = 300$  para  $L/d_p > 35$

Os valores de  $f_{ps}$  obtidos pela equação (2.61) não podem superar a tensão convencional de escoamento,  $f_{py}$ , ou os seguintes valores, para  $L/d_p \leq 35$  e  $L/d_p > 35$  respectivamente:

$$f_{ps} \leq f_{pe} + 41,4 \quad [\text{kN/cm}^2] \quad (2.62)$$

$$f_{ps} \leq f_{pe} + 20,7 \quad [\text{kN/cm}^2] \quad (2.63)$$

### 2.3.2 NBR 6118 (ABNT, 2003)

A NBR 6118-03 – *Projeto e Execução de Estruturas de Concreto Armado – Procedimento* indica que, na falta de análises não-lineares adequadas, devam ser utilizadas as mesmas expressões adotadas pelo ACI 318-02.

### 2.3.3 CEB-FIP (1990)

O código europeu CEB-FIP 1990 não indica expressões para o cálculo da tensão última  $f_{ps}$ . A armadura de protensão não aderente deve ser considerada como sendo um elemento atuando separadamente na estrutura de concreto armado, sendo a tensão atuante considerada como a tensão efetiva  $f_{pe}$ , a menos que uma análise apropriada baseada em compatibilidade de deslocamentos seja feita.

### 2.3.4 Código Canadense A23.3-94 (1994)

O código canadense A23.3-94 (1994) indica a equação empírica (2.64) para o cálculo de  $\Delta f_{ps}$ . A profundidade da linha neutra  $x$  é dada pela equação (2.65), sendo resultado do equilíbrio de esforços na seção no Estado Limite Último. Este método empírico baseou-se em testes experimentais de elementos simplesmente apoiados, sendo descartados os resultados de testes com carregamento concentrado, sob alegação de que este raramente ocorre.

$$f_{ps} = f_{pe} + 800 \frac{(d_p - x)}{L_c} \leq f_{py} \quad [\text{kN/cm}^2] \quad (2.64)$$

onde:

$L_c$ : razão entre o comprimento do cabo entre ancoragens e o número de rótulas plásticas necessárias para que ocorra o mecanismo de ruptura no vão considerado

$$x = \frac{\phi_p A_{ps} f_{py} + \phi_s A_s f_y}{0,85 \phi_c \beta_1 f_c b} \quad [\text{kN/cm}^2] \quad (2.65)$$

onde:

$\phi_p$ : coeficiente de redução de resistência para o aço de protensão (0,90)

$\phi_s$ : coeficiente de redução de resistência para a armadura passiva (0,85)

$\phi_c$ : coeficiente de redução de resistência para o concreto (0,6)

$\beta_1$ : coeficiente aplicado na obtenção do retângulo equivalente de tensões no concreto, no Estado Limite Último.

## 2.4 MODELO NUMÉRICO DE BARBIERI (2003)

Com o intuito de avançar na pesquisa em protensão não aderente, um modelo numérico para análise à flexão de elementos protendidos com ou sem aderência foi desenvolvido por Barbieri (2003), pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Neste trabalho, fora empregado o elemento finito tipo híbrido, já primeiramente desenvolvido por Carol & Murcia (1989a).

O elemento finito do tipo híbrido adotado tem a peculiaridade de possuir como funções de interpolação para as forças nas seções transversais ao longo de um elemento as próprias equações de equilíbrio, sem o envolvimento das demais condições físicas fundamentais. Tais funções de interpolação são teoricamente exatas, uma vez que não se baseiam em expressões arbitrárias, mas sim nas condições de equilíbrio do elemento (Carol & Murcia, 1989a).

Este modelo numérico, que leva em conta todas as não-linearidades dos materiais, efeitos reológicos, e também possibilita análises com não-linearidades geométricas e carregamentos cíclicos, é capaz de fornecer uma distribuição de curvaturas de caráter teoricamente exato (Barbieri, 2003). O modelo despreza, no entanto, as deformações devidas ao esforço cortante.

Contudo, ainda que o modelo numérico não leve em conta as deformações por corte no cálculo das curvaturas, a sua eficácia já se comprovou em inúmeros testes realizados por Barbieri (2003) e Voelcker (2004).

## 2.4.1 Equações Constitutivas Utilizadas

### 2.4.1.1 Concreto

Para a relação constitutiva do concreto em compressão em carregamentos monotônicos, é utilizada a equação de Saenz (Kabaila et al, 1964) desde a deformação nula até o pico de resistência:

$$\sigma_c = \frac{E_c \varepsilon_m}{1 + \left( \frac{E_c \varepsilon_0}{f_c} - 2 \right) \left( \frac{\varepsilon_m}{\varepsilon_0} \right) + \left( \frac{\varepsilon_m}{\varepsilon_0} \right)^2} \quad (2.66)$$

onde:

$\sigma_c$ : tensão no concreto;

$E_c$ : módulo de elasticidade do concreto;

$\varepsilon_m$ : deformação mecânica;

$f_c$ : resistência à compressão ou resistência de pico;



$\varepsilon_{c0}$ : deformação relativa ao pico de resistência

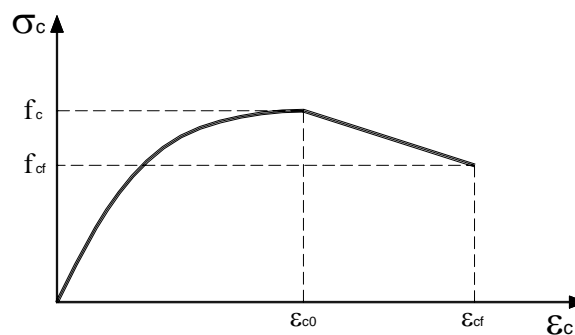
O comportamento de amolecimento após o pico de resistência é dado pela seguinte relação linear:

$$\sigma_c = E'_c (\varepsilon_m - \varepsilon_{c0}) + f_c \quad (2.67)$$

onde:

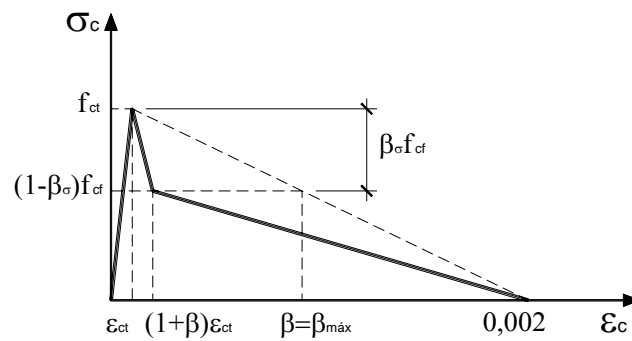
$$E'_c = \frac{f_{cf} - f_c}{\varepsilon_{cf} - \varepsilon_{c0}} \quad (2.68)$$

Pode-se observar a relação constitutiva do concreto em compressão pela Figura 2.23.



**Figura 2.23 – Relação constitutiva do concreto em compressão.**

O concreto em tração tem uma relação linear até a fissuração. Após atingida a tensão de resistência à tração há uma queda na curva tensão x deformação, refletindo o comportamento de *tension stiffening*, que é a contribuição do concreto entre fissuras. No modelo, a relação de *tension stiffening* apresenta dois intervalos distintos, conforme indicado pela Figura 2.24.



**Figura 2.24 – Relação constitutiva do concreto em tração.**

#### 2.4.1.2 Aço de Protensão

A relação entre  $f_{ps}$  e  $\epsilon_{ps}$  é dada pela equação constitutiva para o aço de protensão proposta por Devalapura & Tradós (1992).

$$\sigma_p = \epsilon_p \left\{ A + \frac{B}{\left[ 1 + (C\epsilon_p)^D \right]^{\frac{1}{D}}} \right\} \quad (2.69)$$

onde:

$$A = E_p \frac{f_{pu} - f_{s0}}{\epsilon_{pu} E_p - f_{s0}} \quad (2.70)$$

$$f_{s0} = 1,04 f_{py} \quad (2.71)$$

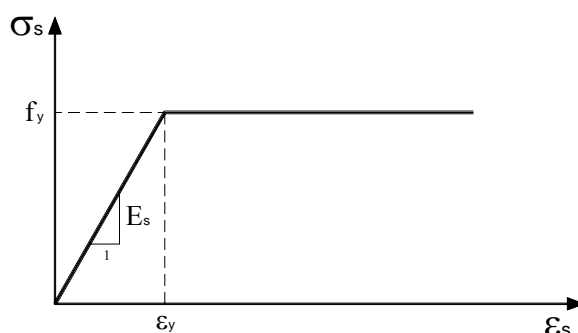
$$B = E_p - A \quad (2.72)$$

$$C = \frac{E_p}{f_{s0}} \quad (2.73)$$

A constante  $D$  é determinada por processo iterativo, resolvendo-se a equação (2.69) para a tensão de escoamento ( $\sigma_p = f_{py}$ ) e a deformação igual a ( $\epsilon_p = 0,01$ ).

### 2.4.1.3 Aço de Armadura Passiva

O aço de armadura passiva é modelado como um material elasto-plástico perfeito, conforme ilustra-se na Figura 2.25.



**Figura 2.25 – Relação constitutiva do aço de armadura passiva.**

## 2.5 ANÁLISE PARAMÉTRICA DE VOELCKER (2004)

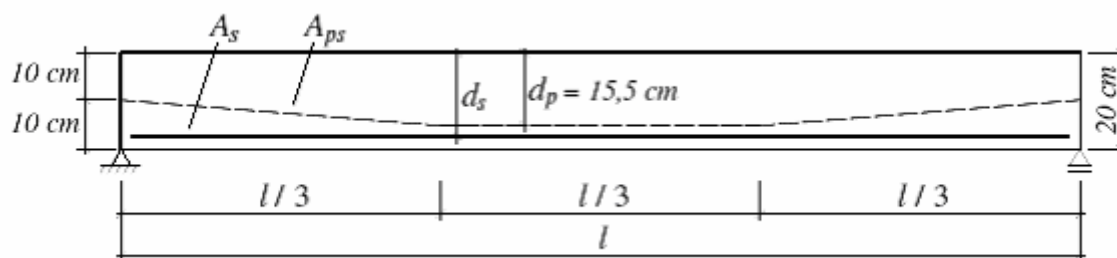
De posse do programa computacional desenvolvido por Barbieri (2003), uma análise paramétrica foi realizada por Voelcker (2004), também pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, com o intuito de analisar o comportamento à flexão de elementos com protensão não-aderente.

Neste presente item será abordada resumida e qualitativamente como foi feita a análise paramétrica e também os resultados que dela foram obtidos. Maiores detalhes sobre os protótipos utilizados na pesquisa, propriedades dos materiais utilizados e outras informações pertinentes ao presente trabalho serão abordados no terceiro capítulo.

### 2.5.1 Protótipo-Modelo Utilizado

Nas análises paramétricas, foram utilizadas, como protótipos, lajes de 100 cm de largura por 20 cm de altura, com perfil de protensão poligonal saindo do centro de gravidade nas ancoragens e com ponto de inflexão nos terços médios do vão, tendo, então, neste trecho, uma

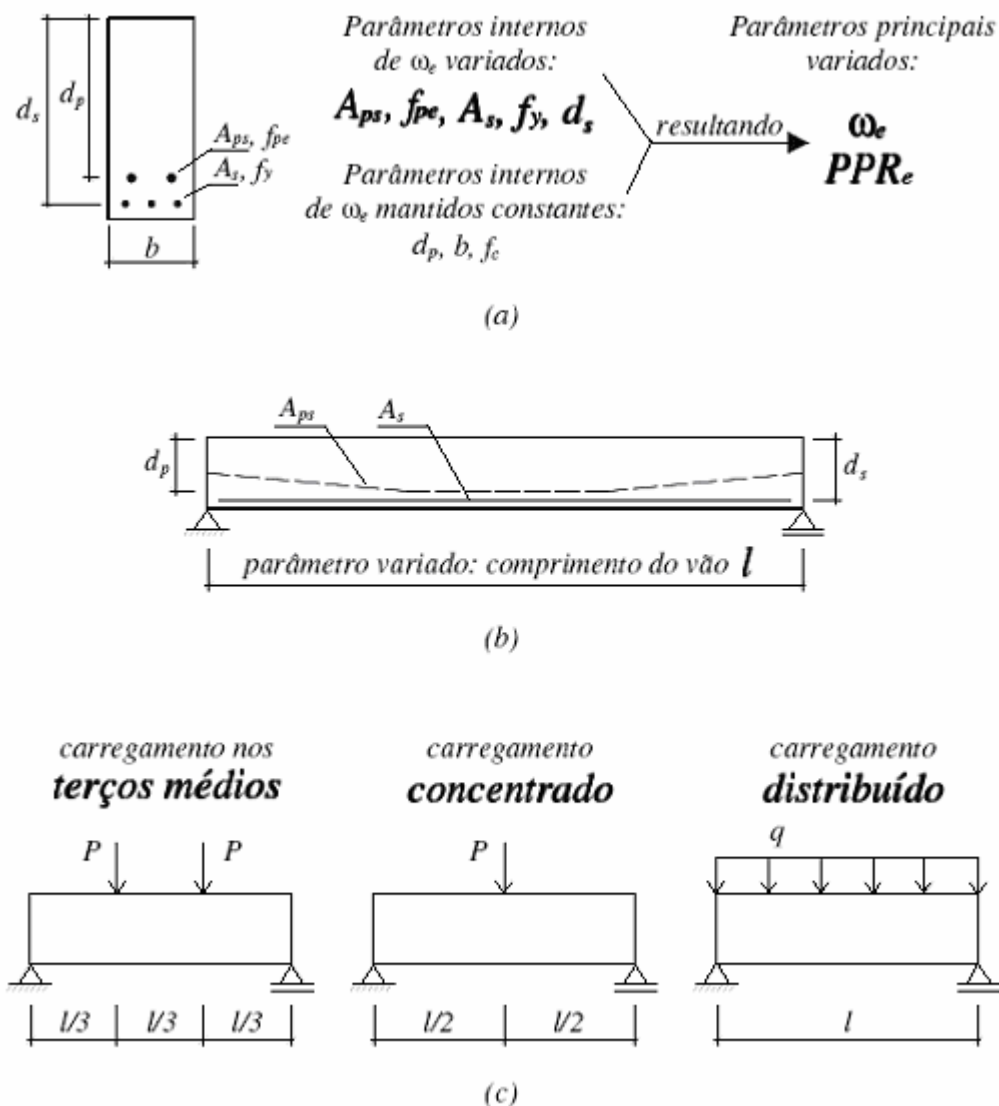
altura útil  $d_p=15,5\text{cm}$ . A Figura 2.26, abaixo, extraída do trabalho de Voelcker (2004), ilustra a geometria do protótipo modelo utilizado na análise paramétrica.



**Figura 2.26 - Protótipo Modelo idealizado por Voelcker (2004).**

### 2.5.2 Metodologia da Parametrização

O esquema mostrado na figura 2.34, extraída do trabalho de Voelcker (2004), demonstra de que forma foi feita a parametrização:



**Figura 2.27 - Esquema da Análise Paramétrica realizada por Voelcker (2004) - (a) parâmetros internos de  $\omega_e$ ; (b) parâmetro esbeltez à flexão; (c) parâmetro tipo de carregamento.**

Observa-se que foram considerados, então, os seguintes parâmetros:

- Índice de Protensão Parcial ( $PPR_e$ );
- Taxa Mecânica de Armadura ( $\omega_e$ );
- Esbeltez à Flexão ( $L/d_p$ );
- Tipo de Carregamento.

Com relação aos parâmetros Índice de Protensão Parcial,  $PPR_e$ , e taxa mecânica de armadura,  $\omega_e$ , foram atribuídas quatro diferentes combinações para dois valores de  $PPR_e$  e dois valores de  $\omega_e$ , a saber:

- $PPR_e = 0,30$  e  $\omega_e = 0,150$ ;
- $PPR_e = 0,70$  e  $\omega_e = 0,150$ ;
- $PPR_e = 0,30$  e  $\omega_e = 0,275$ ;
- $PPR_e = 0,70$  e  $\omega_e = 0,275$ .

Os fatores internos de  $\omega_e$  foram também parametrizados internamente, formando diferentes combinações para mesmos valores de  $PPR_e$  e  $\omega_e$ . A tensão efetiva,  $f_{pe}$ , que a princípio fora tratada como um parâmetro secundário, tornou-se, ao longo da pesquisa, um dos principais parâmetros a serem considerados. Foram utilizados quatro diferentes valores para a tensão efetiva  $f_{pe}$ : 92,7; 112,5; 132,3 e 152,0 kN/cm<sup>2</sup>.

Para cada combinação do par  $PPR_e/\omega_e$ , com as diferentes tensões efetivas, foram derivados uma laje protótipo de referência e 32 protótipos com a variação dos parâmetros internos de  $\omega_e$ . Considerando-se, portanto, os 33 protótipos derivados de cada uma dessas combinações, obteve-se o total de 528 ( $33 \times 4 \times 4 = 528$ ) lajes protótipo, somente para a variação dos parâmetros internos de  $\omega_e$ .

A Tabela 2.2 que segue mostra os intervalos de variação dos parâmetros internos de  $\omega_e$  e a envoltória dos parâmetros de  $\omega_e$  e  $PPR_e$  resultantes.

**Tabela 2.2 - Intervalo de variação dos parâmetros de  $\omega_e$ .**

	Parâmetro	Valor mínimo	Valor máximo
Parâmetros	$f_y$ (kN/cm <sup>2</sup> )	12,5	100,0
Internos de $\omega_e$	$d_s$ (cm)	12,5	19,5
	$A_{ps}$ (cm <sup>2</sup> )	1,57	30,90
	$A_s$ (cm <sup>2</sup> )	2,88	104,00
	$PPR_e$	0,10	0,90
Parâmetros principais	$\omega_e$	0,074	0,832

Com relação à esbelteza à flexão,  $L/d_p$ , foram utilizados três grupos de diferentes esbeltezes, com a variação do vão da laje, porém mantendo-se constante a altura útil da armadura de protensão  $d_p=15,5$  cm:

- $L/d_p = 21,7$ ; comprimento do vão  $l = 336$  cm ( $336,0 / 15,5 = 21,7$ );
- $L/d_p = 38,7$ ; comprimento do vão  $l = 600$  cm ( $600,0 / 15,5 = 38,7$ );
- $L/d_p = 55,7$ ; comprimento do vão  $l = 864$  cm ( $864,0 / 15,5 = 55,7$ ).

Com relação ao tipo de carregamento, foram aplicados três tipos de carregamentos, já há muito estudados na literatura, a saber:

- Cargas concentradas nos terços médios;
- Carregamento uniformemente distribuído;
- Carga concentrada no centro do vão.

Artifícios tiveram de ser utilizados para modelar a zona de plastificação abrangida, sob a forma de carregamentos equivalentes para os casos da carga concentrada e uniformemente distribuída, pelo fato de ambas produzirem uma única seção com momento máximo e, teoricamente, uma única rótula plástica.

A extensão da zona plastificada,  $L/f$ , adotada para os carregamentos, foi a seguinte:

- $f=3 \rightarrow$  carregamento nos terços;
- $f=6 \rightarrow$  carregamento uniformemente distribuído;
- $f=20 \rightarrow$  carregamento concentrado.

Foi analisada, também, a situação de carregamento distribuído, considerando-se a mesma razão de  $f=20$  que fora utilizada para o carregamento concentrado. Com isso, visava-se avaliar a influência do carregamento distribuído em  $\Delta f_{ps}$  fora da região plastificada.

Face ao exposto, a figura 2.35, também extraída do trabalho de Voelcker (2004), dá um panorama da pesquisa desenvolvida, da qual 4752 protótipos foram analisados ( $528 \times 3 \times 3 = 4752$ ).

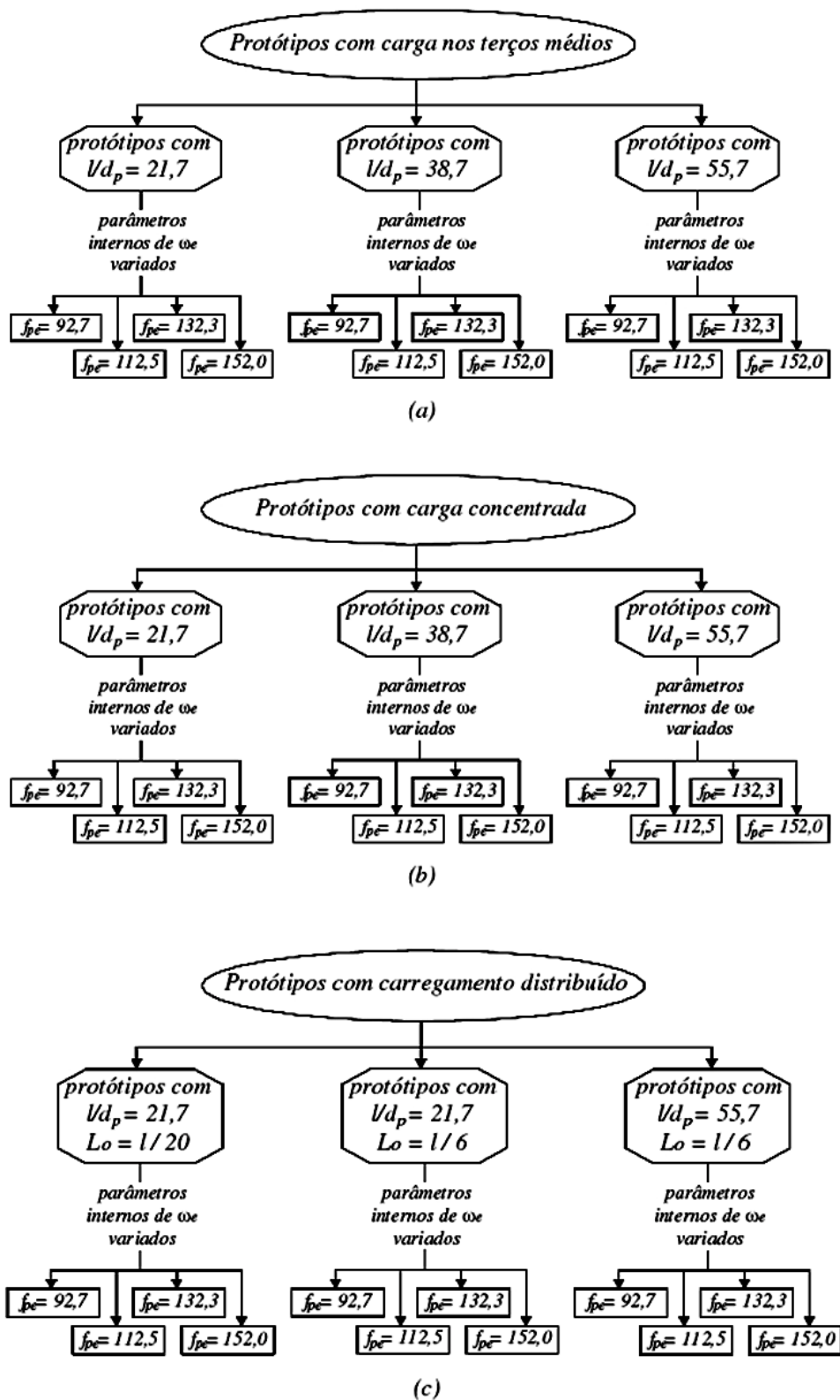


Figura 2.28 - Organograma dos tipos de parâmetros estudados (a) protótipos com carregamento nos terços médios; (b) carregamento concentrado; (c) carregamento distribuído.

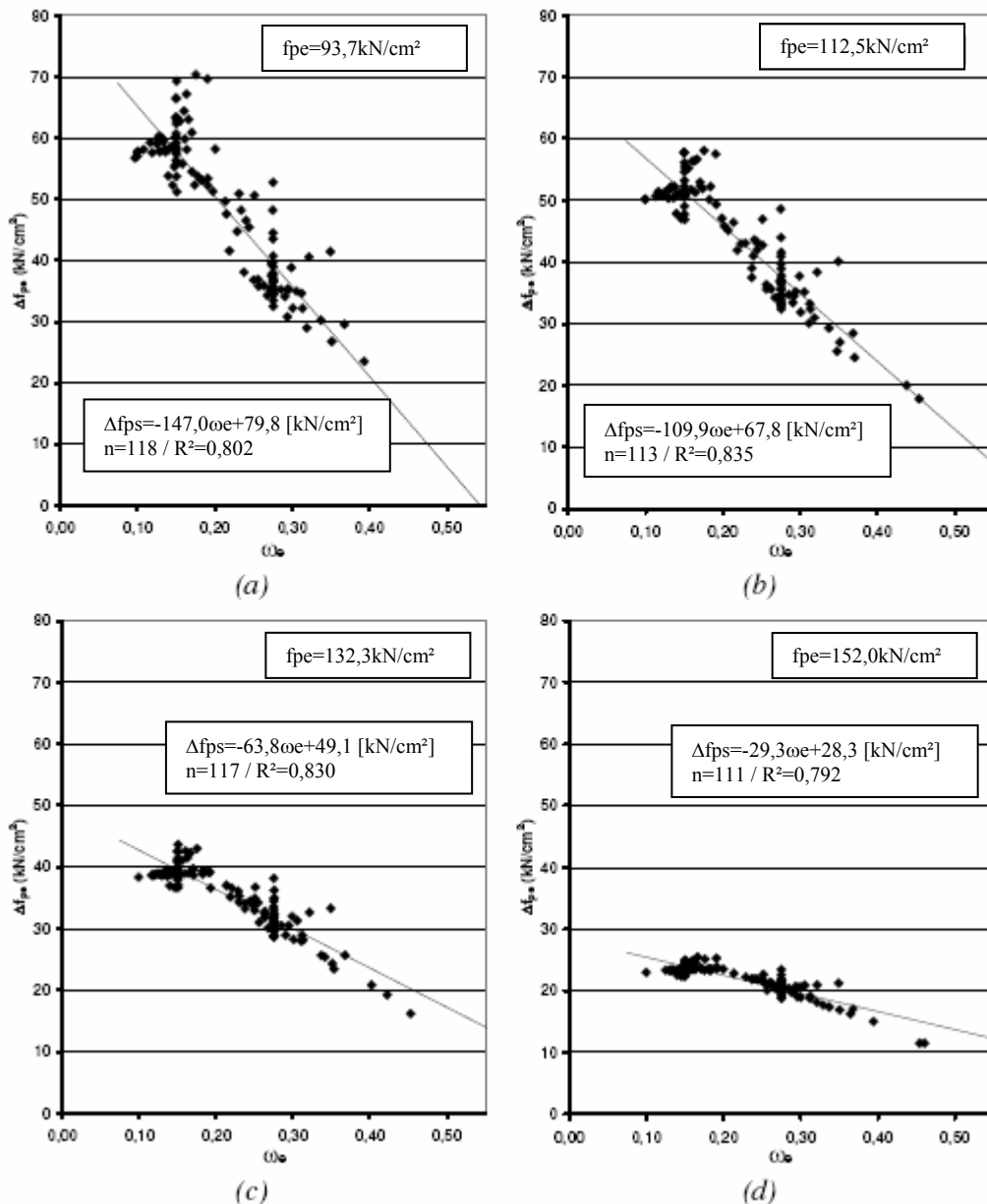


### 2.5.3 Resultados Obtidos

Os resultados do estudo realizado por Voelcker (2004) vão, de uma maneira geral, ao encontro de muitas informações que adviram de pesquisas precedentes. O incremento de tensão na armadura não aderente, mediante a variação dos parâmetros envolvidos, apresentou-se dentro da previsão esperada. Contudo, diversas conclusões e resultados puderam ser obtidos, os quais serão explanados a seguir.

Com relação aos parâmetros internos de  $\omega_e$ , destacam-se a tensão efetiva,  $f_{pe}$ , a altura útil da armadura passiva,  $d_s$ , e a tensão de escoamento,  $f_y$ , como os que mais influenciam na tensão última. O primeiro,  $f_{pe}$ , que, a priori, seria tratado como um parâmetro secundário, tornou-se, ao longo da pesquisa realizada por Voelcker (2004), um dos principais parâmetros a influenciar no incremento de tensão.

A isto se deve o fato, segundo Voelcker (2004), de as maiores tensões efetivas situarem-se no trecho da curva tensão-deformação do aço de protensão onde o módulo de elasticidade não mais é constante, e sim, reduzido. Com um módulo tangente menor, menores são as tensões para uma mesma deformação. Portanto, para maiores valores de  $f_{pe}$ , menores são os incrementos de tensão. Para exemplificar, os gráficos a seguir, extraídos do trabalho de Voelcker (2004), ilustram o que foi dito (para carregamento nos terços médios e  $L/d_p = 21,7$ ).



**Figura 2.29 - Gráficos de dispersão  $\omega_e$  x  $\Delta f_{ps}$  para protótipos de Voelcker (2004) com carregamento nos terços e  $L/d_p = 21,7$ : (a) protótipos com  $f_{pe} = 92,7 \text{ kN/cm}^2$ ; (b)  $f_{pe} = 112,5 \text{ kN/cm}^2$ ; (c)  $f_{pe} = 132,3 \text{ kN/cm}^2$ ; (d)  $f_{pe} = 152,0 \text{ kN/cm}^2$ .**

Com relação ao parâmetro  $d_s$ , os resultados mostraram uma forte dependência do mesmo com a posição da altura da linha neutra, de modo que, quanto menor fosse  $d_s$ , mais altas eram as linhas neutras, ou seja, menores eram os valores de  $x$ . Também se verificaram maiores curvaturas para menores  $d_s$ , de modo que menores alturas úteis levam a maiores incrementos de tensão.

Segundo Voelcker (2004), valores menores da tensão de escoamento da armadura passiva,  $f_y$ , estão associados a valores menores de  $\Delta f_{ps}$  pelo fato de que menores valores da deformação

específica de escoamento da armadura passiva,  $\varepsilon_y$ , resultam em menores deformações nas seções da região não plastificada, uma vez que nestas não há incremento de deformação, desde o escoamento da armadura passiva até a ruptura.

Os outros parâmetros de  $\omega_e$  não mostraram grande diferença em  $\Delta f_{ps}$ .

Com relação à própria taxa mecânica de armadura, observou-se uma relação de dependência linear decrescente de  $\Delta f_{ps}$  com  $\omega_e$  para os diversos tipos de carregamento, sendo que o coeficiente angular da reta é mais acentuado para os casos de carregamento nos terços médios do que para carregamentos distribuídos e mais ainda em relação a carregamentos concentrados.

Voelcker (2004) observa ainda que, para carregamento nos terços médios, até uma taxa mecânica de armadura que seja o limite entre os domínios 2 e 3 de deformações, segundo classificação da NBR 6118, o incremento de tensão se mantém praticamente constante. Ocorre que o valor de  $\Delta f_{ps}$  é dependente das deformações ao nível do perfil de protensão, as quais se pode escrever como o produto  $\varphi(d_p - x)$ , onde  $\varphi$  é a curvatura. Sabe-se que é no limite entre os domínios 2 e 3 que tem-se as maiores deformações na seção transversal, e conseqüentemente as maiores curvaturas. À medida que se aumenta a taxa mecânica de armadura, indo-se então do domínio 2 para o limite entre os dois domínios de deformações, tem-se um aumento da curvatura,  $\varphi$ , por um lado, o que aumentaria o incremento de tensão, mas, por outro, o aumento na profundidade da linha neutra,  $x$ , reduziria o valor de  $\Delta f_{ps}$ . Na Figura 2.30(a) e na Figura 2.30(b), abaixo, tem-se o gráfico  $\omega_e \times \Delta f_{ps}$  e  $\omega_e \times \varphi$ , respectivamente, ilustrando o comportamento já descrito.

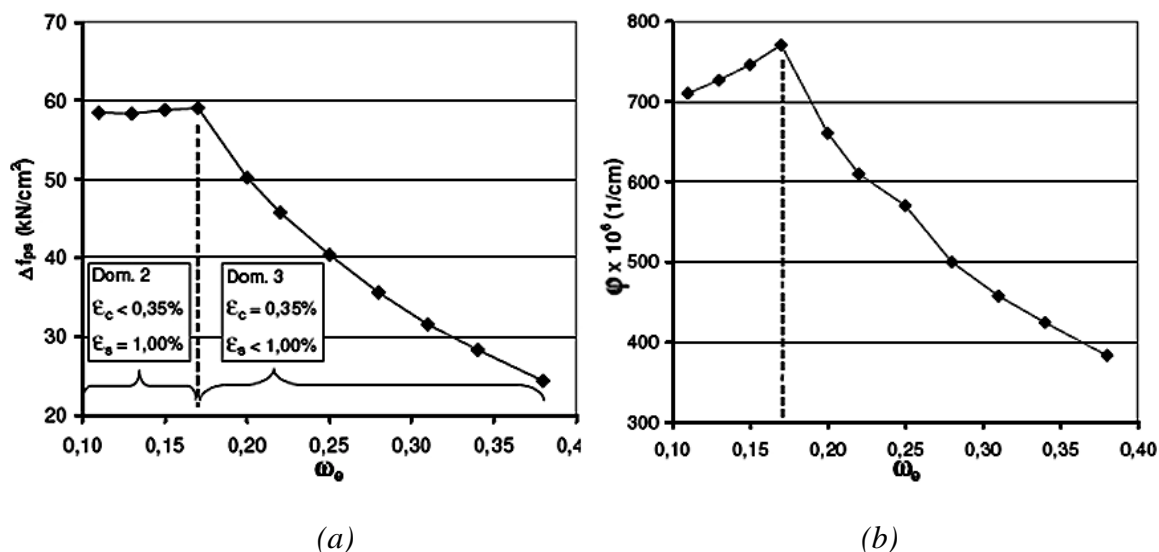


Figura 2.30 – (a) Gráfico  $\omega_e \times \Delta f_{ps}$ ; (b) Gráfico  $\omega_e \times \varphi$ . Fonte: Voelcker (2004)

Com relação à esbeltez à flexão, não houveram diferenças apreciáveis para os diferentes índices  $L/d_p$ . No entanto, admitiu-se que a região plastificada não era aumentada com uma parcela constante devida ao esforço cortante, o que poderia gerar maiores incrementos em menores índices de esbeltez.

Alguns testes realizados por Voelcker (2004) com a inclusão do comprimento igual a  $d_p$  na região plastificada, resultou em um acréscimo máximo de 3 e 4% nos valores de  $f_{ps}$ , para  $L/d_p = 21,7$  e carregamento nos terços médios e concentrado, respectivamente.

Vale ressaltar, nesse instante, que o modelo numérico utilizado não leva em consideração as deformações por corte no cálculo dos deslocamentos. Isto implica dizer que o efeito do esforço cortante não faz nenhuma diferença no que diz respeito aos resultados finais de tensão última  $f_{ps}$ . É justamente por isso que os resultados parametrizados com relação à esbeltez à flexão não apresentaram diferenças significativas.

Já o tipo de carregamento mostrou-se um parâmetro de grande importância no incremento da tensão última, uma vez que este define a extensão da região plastificada. Conforme esperado, o carregamento nos terços médios levou a maiores índices de  $\Delta f_{ps}$ , e o carregamento concentrado, aos menores incrementos de tensão. O carregamento distribuído apresentou valores intermediários. A tabela a seguir, extraída do trabalho de Voelcker (2004), ilustra o que foi dito.

**Tabela 2.3 - Valores de  $\Delta f_{ps}$  para diferentes tipos de carregamento aplicado.**  
 Fonte: Voelcker (2004).

Protótipo	carga terços médios	carga distribuída $L_a=L/6$	carga distribuída $L_a=L/20$	carga concentrada
0,30-0,275-92,7-REF	37,60	28,70	22,50	16,80
0,30-0,275-92,7-01	35,10	20,30	11,10	10,30
0,30-0,275-92,7-02	37,20	23,00	14,40	12,20
0,30-0,275-92,7-03	36,60	25,60	18,60	14,40
0,30-0,275-92,7-04	39,10	31,20	25,80	18,70
0,30-0,275-92,7-05	40,70	34,90	30,50	22,10
0,30-0,275-92,7-06	43,50	41,00	38,70	27,00
0,30-0,275-92,7-07	52,70	42,40	34,10	23,50
0,30-0,275-92,7-08	48,20	37,60	30,20	20,90
0,30-0,275-92,7-09	44,50	33,70	24,80	19,20
0,30-0,275-92,7-10	34,70	25,00	18,80	14,80
0,30-0,275-92,7-11	23,50	20,80	19,00	12,70
0,30-0,275-92,7-12	35,20	27,10	21,70	15,80
0,30-0,275-92,7-13	39,50	29,00	22,80	16,90
0,30-0,275-92,7-14	46,50	33,10	24,10	18,90
0,30-0,275-92,7-15	48,20	33,90	24,40	18,90
0,30-0,275-92,7-16	50,90	34,40	24,90	19,20
0,30-0,275-92,7-17	9,60	9,50	9,30	7,20
0,30-0,275-92,7-18	18,30	18,00	17,60	13,20
0,30-0,275-92,7-19	30,20	24,50	20,70	15,80
0,30-0,275-92,7-20	45,40	31,60	23,00	17,40
0,30-0,275-92,7-21	49,70	34,60	--	17,90
0,30-0,275-92,7-22	--	37,60	--	17,20
0,30-0,275-92,7-23	57,70	31,20	--	13,70
0,30-0,275-92,7-24	53,10	33,50	--	--
0,30-0,275-92,7-25	44,70	30,30	--	--
0,30-0,275-92,7-26	34,60	28,70	24,80	18,30
0,30-0,275-92,7-27	29,60	29,20	28,70	20,60
0,30-0,275-92,7-28	29,60	29,00	28,50	20,50
0,30-0,275-92,7-29	41,40	37,40	34,20	21,50
0,30-0,275-92,7-30	40,50	34,00	29,90	19,90
0,30-0,275-92,7-31	38,90	31,40	26,00	18,80
0,30-0,275-92,7-32	36,90	26,60	20,00	15,20

-- indica que não houve convergência na análise

Na Tabela 2.3 acima, observa-se claramente a influência do tipo de carregamento no incremento de tensão. Na terceira coluna dos valores de  $\Delta f_{ps}$ , estão os resultados obtidos para um carregamento distribuído porém com a mesma região plastificada  $L_a = L/20$  do carregamento concentrado. Comparando-se os resultados desta terceira coluna com os resultados da quarta coluna, pode-se observar que a influência das deformações fora da região  $L_a = L/20$  devido ao carregamento distribuído não é negligenciável.

É ainda salientado que o comprimento da região plastificada de carregamento distribuído, admitida no trabalho de Voelcker (2004) como  $L/6$ , não é um valor de consenso entre os diversos autores, sendo necessária a comprovação desse valor mediante ensaios com carregamento uniformemente distribuído.

### 3 METODOLOGIA DA PESQUISA

O objetivo desta dissertação é dar continuidade ao estudo iniciado por Voelcker (2004). Nas análises iniciais com aderência, portanto, foram tomados os mesmos protótipos analisados sem aderência por Voelcker (2004). A metodologia de parametrização inicial proposta é basicamente a mesma, sendo agora a única diferença a presença da aderência.

Já foi dito, no entanto, que os parâmetros globais da estrutura como a esbeltez à flexão e o tipo de carregamento não afetavam os resultados de  $f_{ps}$ , pois, no caso aderente, a dependência de curvaturas é local e não global. Com isso, dos 4752 protótipos que seriam estudados, apenas 528 foram analisados numericamente com aderência, pelo fato de não se incluírem aí os três tipos de carregamento e os três índices de esbeltez ( $4752 \div 3 \div 3 = 528$ ). Nas análises numéricas com aderência, então, os 528 protótipos foram analisados com carregamento nos terços e esbeltez à flexão  $L/d_p = 21,7$ . A parametrização restante de  $f_{pe}$  e os parâmetros de  $\omega_e$  e  $PPR_e$  serão detalhados adiante. É detalhada, também, a entrada de dados no modelo numérico, bem como as discretizações utilizadas nas análises.

Os protótipos com aderência foram também estudados analiticamente, por compatibilidade de deformações, em formulação exposta adiante. Pôde-se comprovar a eficácia do modelo numérico pela boa correlação entre os dois métodos no caso aderente. A formulação desenvolvida por compatibilidade de deformações para o caso aderente também serve como ponto de partida para a metodologia proposta para o cômputo da tensão última em elementos com protensão não aderente.

É também indicado, no presente capítulo, de que forma fora feita a aferição do parâmetro  $L_o$ , correspondente ao comprimento da região de plastificação, com base nas análises já feitas por Voelcker (2004).

Outros protótipos com diferentes características físicas e geométricas são também apresentados. O objetivo principal é a verificação da validação das equações da metodologia proposta para diferentes formatos de seção transversal, bem como diferentes concretos e faixas de valores de taxa de armadura e índice de protensão.

Para validação da metodologia proposta, além destes protótipos, são comparados os resultados experimentais dos protótipos de Tam & Pannell (1976), Cooke et al (1981), Tao & Du (1985) e Chakrabarti (1995) com os resultados que advém da referida metodologia. Estão organizados neste capítulo, os dados referentes a cada um dos protótipos dos autores citados.

### 3.1 PROTÓTIPOS DE VOELCKER (2004)

Voelcker (2004) analisou lajes simplesmente apoiadas em uma direção e com diversos tipos de configuração de armaduras na seção transversal, tipos de carregamento e índices de esbeltez à flexão. O principal objetivo desta seção é o de expor as características dos protótipos e de que forma fora feita a parametrização dos fatores internos de  $\omega_e$ , pelo fato de estes serem os parâmetros relevantes no caso das análises com aderência realizadas.

Com relação à geometria dos protótipos, a seção transversal das lajes era de 100 cm de largura e 20 cm de altura, conforme dito no capítulo anterior. A geometria das lajes, bem como a configuração do perfil de protensão podem ser vistas na Figura 2.26, apresentada no capítulo anterior. A geometria da seção transversal não foi tomada como parâmetro de variação.

As características físicas do concreto, do aço de protensão e do aço de armadura passiva utilizados na análise são as seguintes:

a) Concreto:

- Módulo de elasticidade:  $E_c = 2993,8 \text{ kN/cm}^2$
- Resistência à compressão:  $f_c = 4,0 \text{ kN/cm}^2$
- Resistência final à compressão:  $f_{cf} = 3,0 \text{ kN/cm}^2$
- Resistência à tração:  $f_{ct} = 0,48 \text{ kN/cm}^2$
- Deformação de pico de resistência à compressão:  $\varepsilon_{co} = 0,002$
- Deformação de ruptura:  $\varepsilon_{cf} = 0,01$
- Parâmetro  $\beta$  de *tension stiffening*:  $\beta = 4,0$
- Parâmetro  $\beta_\sigma$  de *tension stiffening*:  $\beta_\sigma = 0,4$

b) Aço de protensão:

- Módulo de elasticidade:  $E_p = 19600 \text{ kN/cm}^2$



- Tensão convencional de escoamento:  $f_{py} = 170,8 \text{ kN/cm}^2$
- Deformação convencional de escoamento:  $\varepsilon_{py} = 0,01$
- Tensão de ruptura:  $f_{pu} = 190 \text{ kN/cm}^2$
- Deformação de ruptura:  $\varepsilon_{pu} = 0,071$

c) Aço de armadura passiva:

- Módulo de elasticidade:  $E_s = 21000 \text{ kN/cm}^2$
- Tensão de escoamento:  $f_y =$  parâmetro variável
- Deformação de escoamento:  $\varepsilon_y = (f_y / E_s)$

As propriedades do aço de protensão são referentes ao aço *CP-190RB*, o único a ser produzido no Brasil para a confecção de monocordoalhas engraxadas. Observa-se que das propriedades físicas dos materiais, apenas a tensão de escoamento,  $f_y$ , e conseqüentemente a deformação de escoamento,  $\varepsilon_y$ , são parâmetros de variação.

Já foi dito que, na pesquisa de Voelcker (2004), que a tensão efetiva,  $f_{pe}$ , era de início um parâmetro secundário, sendo apenas um dos fatores internos de  $\omega_e$ . No entanto, ao longo da pesquisa, o autor descobriu a grande influência de  $f_{pe}$  sobre o incremento de tensão  $\Delta f_{ps}$ , de modo que este se tornara um parâmetro principal de variação.

Os quatro valores de  $f_{pe}$  utilizados na pesquisa de Voelcker (2004) e a justificativa de sua utilização, segundo o autor, são dados como segue:

- $f_{pe} = 152,0 \text{ kN/cm}^2$ : tensão igual a 80% da tensão de ruptura da armadura de protensão;
- $f_{pe} = 112,5 \text{ kN/cm}^2$ : o valor máximo de tensão permitido pela norma NBR 6118/03 para armaduras pós-tracionadas, por ocasião da protensão, é equivalente a  $0,74 f_{pu}$ , correspondendo a  $140,6 \text{ kN/cm}^2$  para o aço *CP-190RB* ( $0,74 \times 190,0 = 140,6$ ). Considerando para a tensão efetiva após as perdas progressivas por fluência e relaxação uma queda de 20% na tensão, é obtido o valor de  $112,5 \text{ kN/cm}^2$  ( $0,80 \times 140,6 = 112,5$ ) (Voelcker, 2004);
- $f_{pe} = 132,3$  e  $92,7 \text{ kN/cm}^2$ : valores interpolados linearmente, considerando os valores pré-estabelecidos de  $152,0$  e  $112,5 \text{ kN/cm}^2$ .

Para cada tensão efetiva utilizada, o autor extraiu quatro lajes, as quais nomeou de “lajes-protótipo de referência”. As lajes protótipo de referência possuíam como valores fixos, a tensão de escoamento,  $f_y = 50 \text{ kN/cm}^2$ , e a altura útil da armadura passiva,  $d_s = 17,5 \text{ cm}$ . Nestas lajes de referência, foram feitas quatro combinações de dois índices de protensão ( $PPR_e = 0,30$  e  $0,70$ ) com duas taxas mecânicas de armadura ( $\omega_e = 0,150$  e  $0,275$ ). A seguir, apresenta-se a nomenclatura das referidas combinações:

- **0,30-0,150- $f_{pe}$ -REF**: Lajes protótipo de referência para  $PPR_e = 0,30$  e  $\omega_e=0,150$ ;
- **0,30-0,275- $f_{pe}$ -REF**: Lajes protótipo de referência para  $PPR_e = 0,30$  e  $\omega_e=0,275$ ;
- **0,70-0,150- $f_{pe}$ -REF**: Lajes protótipo de referência para  $PPR_e = 0,70$  e  $\omega_e=0,150$ ;
- **0,70-0,275- $f_{pe}$ -REF**: Lajes protótipo de referência para  $PPR_e = 0,70$  e  $\omega_e=0,275$ .

Essa nomenclatura está aí apresentada para as lajes protótipo de referência, mas serve para todas as demais, conforme será explicado a seguir. O primeiro prefixo refere-se ao índice de protensão parcial  $PPR_e$ . O segundo, refere-se à taxa mecânica de armadura,  $\omega_e$ . O terceiro, conforme se vê, refere-se à tensão efetiva. O sufixo, que, no caso de *REF*, está se referindo à laje de referência, receberá também os valores de 01 a 32, correspondentes aos demais protótipos derivados das lajes de referência, com a parametrização dos fatores internos de  $\omega_e$ , conforme será explicado a seguir.

Para o primeiro grupo, de sufixos 01 a 06, a parametrização foi feita conforme segue:

- $A_{ps}$ ,  $d_s$  mantidos iguais aos da laje de referência;
- Para  $f_y$  foram atribuídos os valores de 12,5; 25,0; 37,5; 60,0; 75,0 e 100,0  $\text{kN/cm}^2$ ;
- Os parâmetros  $PPR_e$  e  $\omega_e$  foram mantidos iguais aos da laje de referência;
- Os valores de  $A_s$  foram determinados em função dos demais parâmetros internos e valores de  $PPR_e$  e  $\omega_e$  adotados.

No segundo grupo, de sufixos 07 a 10, tem-se a parametrização conforme segue:

- $f_y$  mantido igual ao da laje de referência;
- Para  $d_s$ , foram atribuídos os valores de 12,5; 14,0; 15,5 e 19,5  $\text{cm}$ ;
- Os parâmetros  $PPR_e$  e  $\omega_e$  foram mantidos iguais aos da laje de referência;

- Os valores de  $A_{ps}$  e  $A_s$  foram determinados em função dos demais parâmetros internos e valores de  $PPR_e$  e  $\omega_e$  adotados.

Um grupo que havia sido descartado, mas que será apresentado para a compreensão da parametrização do próximo, é dado conforme segue:

- Para  $f_{pe}$  foram atribuídos os valores de 40,0; 76,0; 95,0; 123,5; 171,0 e 182,5 kN/cm<sup>2</sup>;
- Os parâmetros  $PPR_e$  e  $\omega_e$  foram mantidos iguais aos da laje de referência;
- Os valores de  $A_{ps}$  foram determinados em função dos demais parâmetros internos e valores de  $PPR_e$  e  $\omega_e$  adotados.

No terceiro grupo, de sufixos 11 a 16, tem-se a seguinte parametrização:

- $A_s$ ,  $f_y$  e  $d_s$  mantidos iguais aos da laje de referência;
- Para  $A_{ps}$  foram atribuídos os mesmos valores que haviam sido determinados para este parâmetro no grupo que fora descartado;
- Os valores de  $PPR_e$  e  $\omega_e$  foram resultado da combinação dos parâmetros internos adotados.

O quarto grupo, de sufixos 17 a 22 recebeu a seguinte parametrização:

- $A_{ps}$ ,  $f_y$  e  $d_s$  mantidos iguais aos da laje de referência;
- Para  $A_s$  foram atribuídos os mesmos valores determinados para este parâmetro, no primeiro grupo;
- Os valores de  $PPR_e$  e  $\omega_e$  foram resultado da combinação dos parâmetros internos adotados.

No quinto grupo, de sufixos 23 a 28, a parametrização se deu da seguinte maneira:

- $A_{ps}$ ,  $A_s$  e  $d_s$  mantidos iguais aos da laje de referência;
- Para  $f_y$  foram atribuídos os valores de 12,5; 25,0; 37,5; 60,0; 75,0 e 100 kN/cm<sup>2</sup>;
- Os valores de  $PPR_e$  e  $\omega_e$  foram resultado da combinação dos parâmetros internos adotados.

No sexto e último grupo, de sufixos 29 a 32, teve-se a seguinte parametrização:

- $A_{ps}$ ,  $A_s$  e  $f_y$  mantidos iguais aos da laje de referência;
- Para  $d_s$  foram atribuídos os valores de 12,5; 14,0; 15,5 e 19,5 cm;
- Os valores de  $PPR_e$  e  $\omega_e$  foram resultado da combinação dos parâmetros internos adotados.

A Tabela 3.1, extraída do trabalho de Voelcker (2004), exemplifica a parametrização para a laje protótipo *0,30-0,150,152,0-REF*.

**Tabela 3.1 - Exemplo de parametrização dos protótipos: valores de parâmetros internos de  $\omega_e$  derivados da laje protótipo de referência *0,30-0,150,152,0-REF*. [kN; cm] Fonte: Voelcker (2004).**

Protótipo	$f_y$	$\epsilon_y$ (%)	$d_s$	$A_{ps}$	$A_s$	$PPR_e$	$\omega_e$
0,30-0,150-152-REF	50,0	2,38	17,5	2,00	14,15	0,30	0,150
0,30-0,150-152-01	12,5	0,60	17,5	2,00	56,61	0,30	0,150
0,30-0,150-152-02	25,0	1,19	17,5	2,00	28,30	0,30	0,150
0,30-0,150-152-03	37,5	1,79	17,5	2,00	18,87	0,30	0,150
0,30-0,150-152-04	60,0	2,86	17,5	2,00	11,79	0,30	0,150
0,30-0,150-152-05	75,0	3,57	17,5	2,00	9,43	0,30	0,150
0,30-0,150-152-06	100,0	4,76	17,5	2,00	7,08	0,30	0,150
0,30-0,150-152-07	50,0	2,38	12,5	1,57	11,15	0,30	0,150
0,30-0,150-152-08	50,0	2,38	14,0	1,71	12,11	0,30	0,150
0,30-0,150-152-09	50,0	2,38	15,5	1,84	13,02	0,30	0,150
0,30-0,150-152-10	50,0	2,38	19,5	2,14	15,20	0,30	0,150
0,30-0,150-152-11	50,0	2,38	17,5	7,58	14,15	0,62	0,287
0,30-0,150-152-12	50,0	2,38	17,5	3,99	14,15	0,46	0,199
0,30-0,150-152-13	50,0	2,38	17,5	3,19	14,15	0,41	0,179
0,30-0,150-152-14	50,0	2,38	17,5	2,46	14,15	0,35	0,161
0,30-0,150-152-15	50,0	2,38	17,5	1,77	14,15	0,28	0,145
0,30-0,150-152-16	50,0	2,38	17,5	1,66	14,15	0,26	0,142
0,30-0,150-152-17	50,0	2,38	17,5	2,00	56,61	0,10	0,453
0,30-0,150-152-18	50,0	2,38	17,5	2,00	28,30	0,18	0,251
0,30-0,150-152-19	50,0	2,38	17,5	2,00	18,87	0,24	0,184
0,30-0,150-152-20	50,0	2,38	17,5	2,00	11,79	0,34	0,133
0,30-0,150-152-21	50,0	2,38	17,5	2,00	9,43	0,39	0,116
0,30-0,150-152-22	50,0	2,38	17,5	2,00	7,08	0,46	0,099
0,30-0,150-152-23	12,5	0,60	17,5	2,00	14,15	0,63	0,074
0,30-0,150-152-24	25,0	1,19	17,5	2,00	14,15	0,46	0,099
0,30-0,150-152-25	37,5	1,79	17,5	2,00	14,15	0,36	0,125
0,30-0,150-152-26	60,0	2,86	17,5	2,00	14,15	0,26	0,170
0,30-0,150-152-27	75,0	3,57	17,5	2,00	14,15	0,22	0,201
0,30-0,150-152-28	100,0	4,76	17,5	2,00	14,15	0,18	0,251
0,30-0,150-152-29	50,0	2,38	12,5	2,00	14,15	0,30	0,190
0,30-0,150-152-30	50,0	2,38	14,0	2,00	14,15	0,30	0,175
0,30-0,150-152-31	50,0	2,38	15,5	2,00	14,15	0,30	0,163
0,30-0,150-152-32	50,0	2,38	19,5	2,00	14,15	0,30	0,140

A relação dos dados de todos os protótipos utilizados pode ser vista no anexo A da dissertação de Voelcker (2004).

### 3.2 ENTRADA DE DADOS NO MODELO NUMÉRICO – DISCRETIZAÇÕES UTILIZADAS

A entrada de dados no modelo numérico se dá através de arquivo de texto (\*.dat), no qual se pode informar os dados gerais da estrutura, a regra de integração utilizada, a presença de não-linearidade geométrica, os dados dos materiais, as características das seções transversais, os dados do carregamento, os dados da protensão e o tipo de análise realizada (incremento de carga ou de deslocamento).

O modelo numérico de Barbieri (2003) possibilita a análise das discontinuidades do elemento através dos *módulos de integração*. Nestas situações, para que a integração de funções descontínuas não gere erros, o intervalo de integração, correspondente ao comprimento do elemento, é dividido em subintervalos com propriedades constantes, os chamados *módulos de integração* (Barbieri, 2003).

Nas análises realizadas, foi utilizada como regra de integração a quadratura de Gauss-Lobatto. O programa também permite a regra 1/3 de Simpson Composta. Apesar desta última permitir a distribuição uniforme dos pontos de integração, a regra de Gauss-Lobatto é mais precisa, sendo, portanto, escolhida para utilização nas análises. Pela regra de Gauss-Lobatto, cada intervalo de integração dispõe de sete pontos de integração, o que significa no modelo numérico que cada módulo de integração possui sete seções transversais.

Todas as análises se deram por incremento de deslocamento, pelo fato de este tipo de análise, em comparação com a análise por incremento de carga, permitir a resposta pós-pico da curva carga x deslocamento.

Conforme foi observado por Voelcker (2004), em carregamentos onde há um pico de momento fletor máximo, como por exemplo, em um carregamento uniformemente distribuído, há a formação de rótula plástica em apenas uma seção transversal, e não em uma

determinada região, conforme se observa experimentalmente. Para contornar este problema, se adotou a mesma solução da pesquisa de Voelcker (2004), de se modelar o comprimento da região plastificada  $L/f$ . Para o carregamento nos terços, essa medida não foi necessária, uma vez que o pico de momento máximo já acontece em todo o terço central.

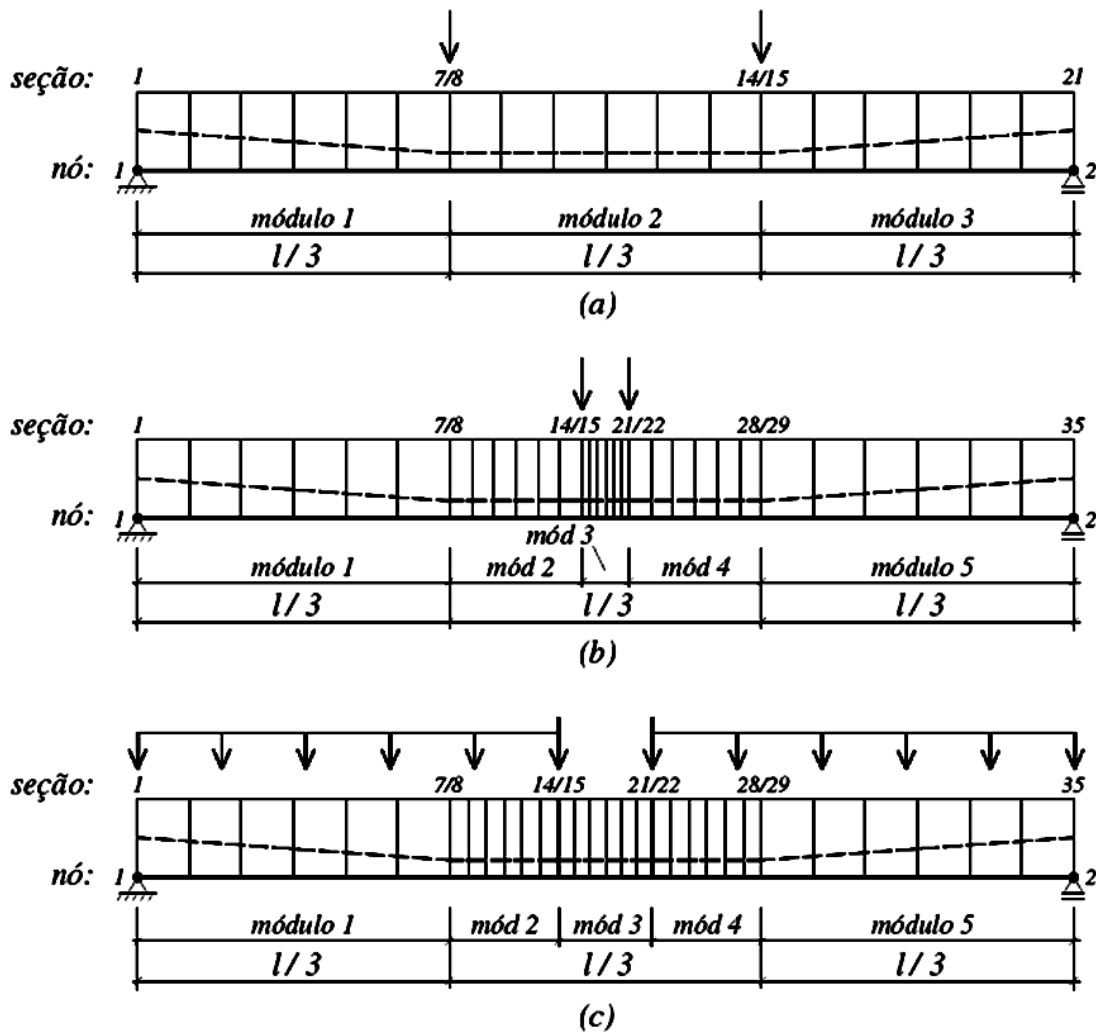
Assim, os protótipos com carregamento concentrado foram modelados com duas cargas afastadas de 5% do vão, com um posicionamento equidistante das mesmas em relação ao meio do vão, de modo a se ter uma região plastificada de  $L/20$ . Segundo Voelcker (2004), este valor foi considerado suficientemente pequeno e adequado pelo fato de se ter uma boa convergência numérica.

Os protótipos com carregamento distribuído foram modelados com duas cargas  $P_{dist}$  afastadas de uma distância  $L/6$ , com posicionamento também equidistante em relação ao meio do vão, além do carregamento distribuído entre os apoios e estas cargas, de modo a resultar em uma região de momentos constantes e iguais ao momento máximo de  $M = qL^2/8$ . Para tal, o valor da carga  $P_{dist}$  deve ser:

$$P_{dist} = \frac{11qL}{120} \quad (3.1)$$

A relação entre a integração dos momentos fletores do carregamento distribuído real e do carregamento adotado é de 1,02, segundo Voelcker (2004). Ou seja, pelo carregamento adotado existe um acréscimo de 2% na integração dos momentos fletores. Sendo considerada somente a região plastificada, esse acréscimo é de 0,9%.

Procurou-se utilizar as mesmas discretizações utilizadas na pesquisa de Voelcker (2004) nas análises numéricas com aderência. Tais discretizações podem ser observadas na Figura 3.1, extraída do trabalho de Voelcker (2004).



**Figura 3.1 – Discretizações para (a) carregamento nos terços médios; (b) carregamento concentrado; (c) carregamento distribuído.**

Observa-se que, no caso do carregamento nos terços, como não foi necessário artifício nenhum para modelar a região plastificada. Foram necessários apenas 3 módulos de integração, ao contrário dos outros carregamentos, nos quais foram utilizados 5 módulos.

### 3.3 CRITÉRIO DE RUPTURA ADOTADO

Como critério de ruptura foi adotado o limite de deformações preconizado pela NBR 6118/03. Tal critério fora o mesmo utilizado na pesquisa de Voelcker (2004). Segundo a

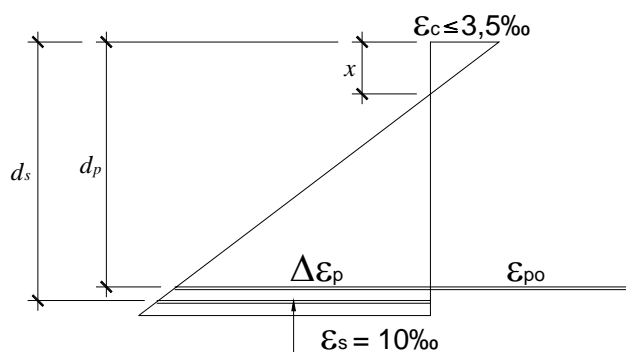
NBR6118/03, é caracterizada a ruptura na flexão quando a deformação nos materiais chega a 3,5‰ para o concreto ou 10‰ para o aço de armadura passiva.

### 3.4 SOLUÇÃO ANALÍTICA PARA O CASO ADERENTE

Paralelamente às análises numéricas com aderência, foram também calculados analiticamente os valores da tensão última  $f_{ps}$  dos protótipos. Baseando-se na condição de compatibilidade de deformações, pôde-se facilmente implementar uma rotina de cálculo em planilha eletrônica para a comparação dos resultados.

Numa análise de compatibilidade de deformações na seção transversal, duas são as situações que podem ser encontradas, definidas pela NBR6118/03 como Domínios 2 ou 3 de deformações.

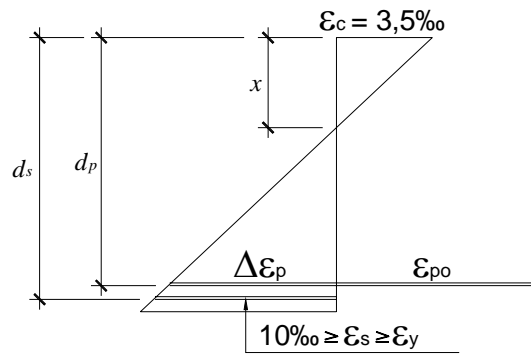
No domínio 2, a armadura passiva atinge o seu limite de 10‰, enquanto a deformação no concreto varia de 0 a 3,5‰. A configuração deformada da seção transversal no domínio 2 é ilustrada na Figura 3.2.



**Figura 3.2 - Deformada da seção transversal no domínio 2.**

Já no domínio 3, o limite de deformação se dá no concreto, que atinge o valor de 3,5‰, enquanto a deformação na armadura passiva varia de 10‰ até  $\epsilon_y$ , que é a deformação de escoamento do aço. A configuração deformada da seção transversal no domínio 3 é ilustrada na Figura 3.3.

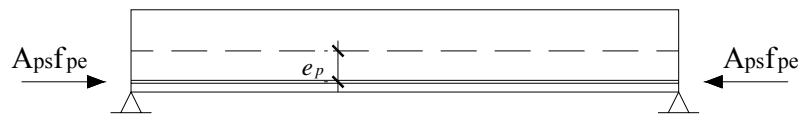




**Figura 3.3 - Deformada da seção transversal no domínio 3.**

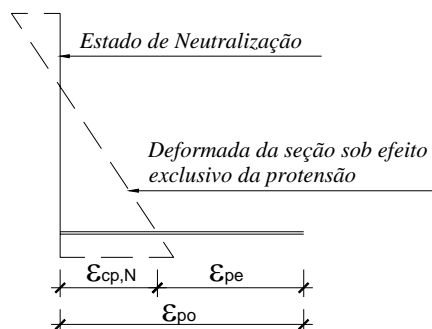
Para deformações na armadura passiva abaixo da deformação de escoamento, tem-se uma ruptura frágil, de modo que tal comportamento, definido pela norma como domínio 4, é inaceitável do ponto de vista de projeto.

Numa peça com protensão, tem-se um estado inicial (sem ainda a aplicação de carregamento externo) de protensão efetiva, onde são deduzidas todas as perdas, conforme ilustra a Figura 3.4. Nesse estágio, a única força atuando na seção transversal é a de protensão.



**Figura 3.4 - Estágio inicial de protensão efetiva.**

É admitido um estado fictício de neutralização, ou seja, um estado onde são nulas todas as tensões na seção transversal. Para tanto, é necessário alongar a armadura para que a mesma descomprima o concreto (Figura 3.5).



**Figura 3.5 - Estado de Neutralização.**



deformação DE que ocorre no centro de gravidade deve-se somente ao esforço normal produzido pela protensão.

A medida que a estrutura é carregada, as deformações evoluem no sentido contrário àquelas produzidas pela protensão. A borda superior primeiramente tracionada vai sendo comprimida e a borda inferior primeiramente comprimida vai sendo tracionada.

Observa-se que a deformada da seção gira em torno do ponto E, ou seja, o encurtamento médio do concreto DE é mantido, visto que só estão sendo acrescentados esforços oriundos de flexão e não de esforço normal.

Pode-se observar ainda que, quando a deformação (conseqüentemente a tensão) no concreto na altura da armadura de protensão é nula (ponto F), as tensões no restante da seção não são. O que significa que o estado nulo de neutralização é de fato um estado fictício.

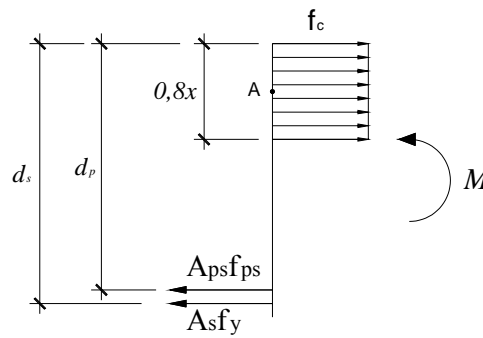
A partir daí, com o concreto tracionado, o diagrama de deformações não mais gira em torno do ponto E, e as deformações evoluem para o estado limite último. A Figura 3.6 acima mostra o estado limite último no domínio 3, onde a deformação no concreto é a deformação limite, mas o raciocínio serve também para o domínio 2.

A área hachurada do diagrama é exatamente o mesmo caso tratado em concreto armado. A partir de um estado inicial de repouso, vai-se ao estado limite último. Com o concreto protendido pode-se fazer esse mesmo procedimento, a diferença é que a deformação da armadura de protensão é maior do que a deformação da fibra de concreto adjacente. Essa diferença é exatamente a deformação  $\varepsilon_{po}$ , que é a deformação de pré-alongamento.

A partir desta deformação, tem-se a evolução de deformação na armadura ativa  $\Delta\varepsilon_p$  até a deformação no estado limite último  $\varepsilon_{ps}$ .

$$\varepsilon_{ps} = \varepsilon_{po} + \Delta\varepsilon_p \quad (3.4)$$

Da condição de equilíbrio de forças ilustrada na Figura 3.7, tem-se a expressão para a tensão última de protensão, dada pela equação (3.6).



**Figura 3.7 - Equilíbrio de forças no ELU.**

$$f_{ps} = \frac{1}{A_{ps}} (0,8 f_c b x - A_s f_y) \quad (3.5)$$

Não são considerados esforços de majoração de cargas nem tampouco minoração de resistências. Também não se considerou o coeficiente 0,85, devido ao efeito *Rüsch* de longa duração.

É necessária, agora, a condição de compatibilidade de deformações na seção transversal, para relacionar-se a deformação  $\Delta \varepsilon_p$  com a posição da linha neutra  $x$ .

Para o domínio 2, pela compatibilidade de deformações dada na Figura 3.2, se pode estabelecer a seguinte relação:

$$\Delta \varepsilon_p = 10\% \frac{d_p - x}{d_s - x} \quad (3.6)$$

O valor de  $x$  que delimita o domínio 2 e o domínio 3 ( $x = x_2$ ) é dado quando a deformação na armadura passiva é 10‰ e a deformação no concreto é de 3,5‰. Com isso, montando-se a condição de compatibilidade em (3.7), chega-se ao valor de  $x_2$  em (3.8).

$$\frac{3,5\%}{x} = \frac{10\%}{d_s - x} \quad (3.7)$$

$$x_2 = 0,259 d_s \quad (3.8)$$

Para o domínio 3, pela compatibilidade de deformações dada na Figura 3.3, se pode estabelecer a seguinte relação:

$$\Delta\varepsilon_p = \frac{3,5\%}{x}(d_p - x) \quad (3.9)$$

O valor de  $x$  que delimita o domínio 3 e o domínio 4 é dado pela eq. (3.10) a seguir.

$$x_{\text{lim}} = \frac{3,5\%}{3,5\% + \varepsilon_y} d_s \quad (3.10)$$

A relação entre  $f_{ps}$  e  $\varepsilon_{ps}$  é dada pela equação constitutiva para o aço de protensão proposta por Devalapura & Trados (1992), apresentada no capítulo anterior.

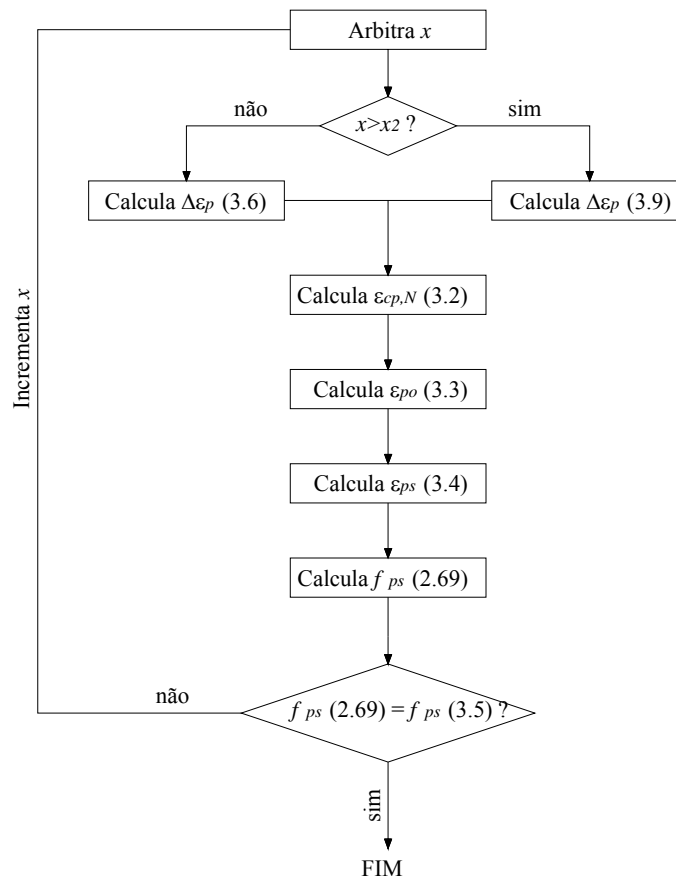
De posse de equações de compatibilidade, de equilíbrio e constitutiva, têm-se condições de determinar a tensão última na armadura de protensão, procedendo-se da seguinte maneira:

1. Arbitra-se um de valor  $x$ ;
2. Calcula-se  $\Delta\varepsilon_p$  pelas equações (3.6) e (3.9) para os domínios 2 e 3 respectivamente;
3. Calcula-se a deformação de descompressão no concreto  $\varepsilon_{cp,N}$  pela equação (3.2);
4. Calcula-se o pré-alongamento  $\varepsilon_{po}$  pela equação (3.3);
5. Calcula-se  $\varepsilon_{ps}$  pela equação (3.4);
6. Calcula-se  $f_{ps}$  pela equação constitutiva (2.69) apresentada no capítulo anterior;
7. Verifica-se se o valor de  $f_{ps}$  calculado no item 6 é o mesmo dado pela equação (3.5);
8. Em caso contrário, arbitra-se um novo valor de  $x$  até a convergência;
9. Verifica-se o domínio de deformação encontrado pelas equações (3.8) e (3.10).

Pode-se calcular, por equilíbrio de momentos em torno do ponto A (Figura 3.7) o momento resistente  $M_{res}$  pela equação (3.11).

$$M_{res} = A_{ps} f_{ps} (d_p - 0,4x) + A_s f_y (d_s - 0,4x) \quad (3.11)$$

De posse do equacionamento exposto, foram montadas planilhas para cálculo analítico dos protótipos com aderência. O fluxograma de programação pode ser visualizado na Figura 3.8.



**Figura 3.8 – Fluxograma de programação para solução analítica do caso aderente.**

### 3.5 METODOLOGIA PROPOSTA PARA A PREVISÃO DE $f_{ps}$ EM CABOS NÃO ADERENTES

#### 3.5.1 Abordagem Inicial

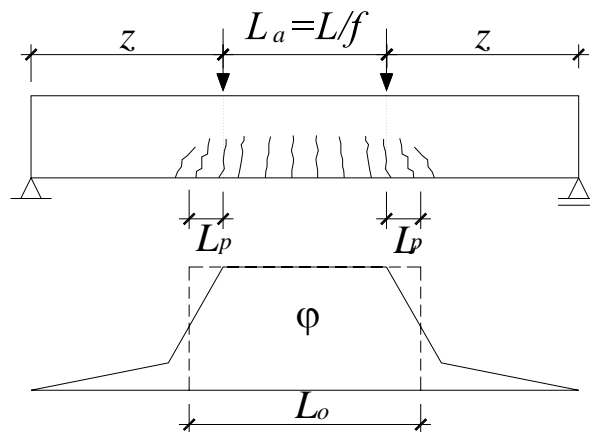
Com a protensão aderente, a tensão na armadura de protensão pode ser facilmente computada através de uma análise de compatibilidade de deformações, graças à aderência existente entre o aço de protensão e o concreto. O cálculo da tensão última na armadura de protensão decorre sem maiores problemas.

Quando se trata de protensão não-aderente, a dificuldade que se apresenta advém do fato de que a deformação de uma fibra de concreto adjacente ao perfil de protensão em uma dada seção transversal não é necessariamente a mesma deformação na armadura de protensão.

No entanto, o alongamento existente na armadura ativa é o mesmo alongamento de todas as fibras de concreto adjacentes ao perfil de protensão. Ou seja, ao invés de se ter uma compatibilidade de deformações, tem-se a compatibilidade de deslocamentos.

Neste caso, o cálculo da tensão última na armadura não aderente depende da distribuição de curvaturas ao longo de todo o elemento, pois com as curvaturas pode-se determinar as deformações. Contudo, a própria distribuição de curvaturas é dependente da tensão na armadura de protensão, de forma que o equacionamento do problema torna-se bastante complexo.

Porém, o problema tal como ele é pode ser simplificado de modo a se chegar mais facilmente a uma previsão da tensão última. Do diagrama real de curvaturas, pode-se assumir um diagrama idealizado, mostrado em linha pontilhada, conforme mostra a Figura 3.9.



**Figura 3.9 - Distribuição de curvaturas na ruptura.**

Neste diagrama idealizado, admite-se que todas as deformações se dão na região plastificada  $L_o$ . Este comprimento de plastificação do elemento fletido é dependente do tipo de carregamento e da esbeltez à flexão do elemento, através da expressão:

$$L_o = \frac{L}{f} + 2L_p \quad (3.12)$$

O acréscimo do comprimento de plastificação devido às fissuras inclinadas de esforço cortante  $L_p$  pode ser tomado como  $0,5d_p$ . Com isso, verifica-se facilmente que a equação (3.12) acima pode resultar em:

$$\frac{L_o}{L} = \frac{1}{f} + \frac{1}{L/d_p} \quad (3.13)$$

Os valores de  $f$  utilizados foram de 3, 6 e 20 para carregamento nos terços, distribuído e concentrado, respectivamente.

A relação  $L_o/L$  nada mais é do que a proporção plastificada do vão do elemento. Se for admitido que a deformação na armadura de protensão seja a mesma ao longo do vão (isto é, desprezando-se os efeitos do atrito), e que ela é um valor médio que é computado ao longo da região plastificada, pode-se ter a seguinte expressão para a deformação na armadura de protensão não aderente:

$$\varepsilon_{ps} = \varepsilon_{pe} + \underbrace{(\varepsilon_{cp,N} + \Delta\varepsilon_p)}_{\Delta\varepsilon_{ps}} \left( \frac{L_o}{L} \right) \quad (3.14)$$

O primeiro termo da expressão acima trata-se da deformação no aço de protensão referente à tensão efetiva de protensão, que é a própria deformação no ato da protensão, após deduzidas as perdas. O segundo termo é assumido como sendo a deformação  $\Delta\varepsilon_{ps}$ , referente ao incremento de tensão  $\Delta f_{ps}$ . A deformação que decorre desde o estágio de protensão até o estado de neutralização, e a deformação desde o estado de neutralização até o estado limite último são, respectivamente,  $\varepsilon_{cp,N}$  e  $\Delta\varepsilon_p$ .

Com a deformação da armadura de protensão, tem-se a tensão através da relação constitutiva apresentada na equação (2.69) apresentada no capítulo anterior. Esta tensão deve ser a mesma encontrada através da equação de equilíbrio de forças na seção transversal. Com isso, pode-se dispor do mesmo método iterativo apresentado para a determinação da tensão na armadura de protensão aderente, com a diferença de que a deformação  $\Delta\varepsilon_{ps}$  no aço de protensão é ponderada pelo valor  $L_o/L$  da relação entre a região plastificada e o comprimento do vão.

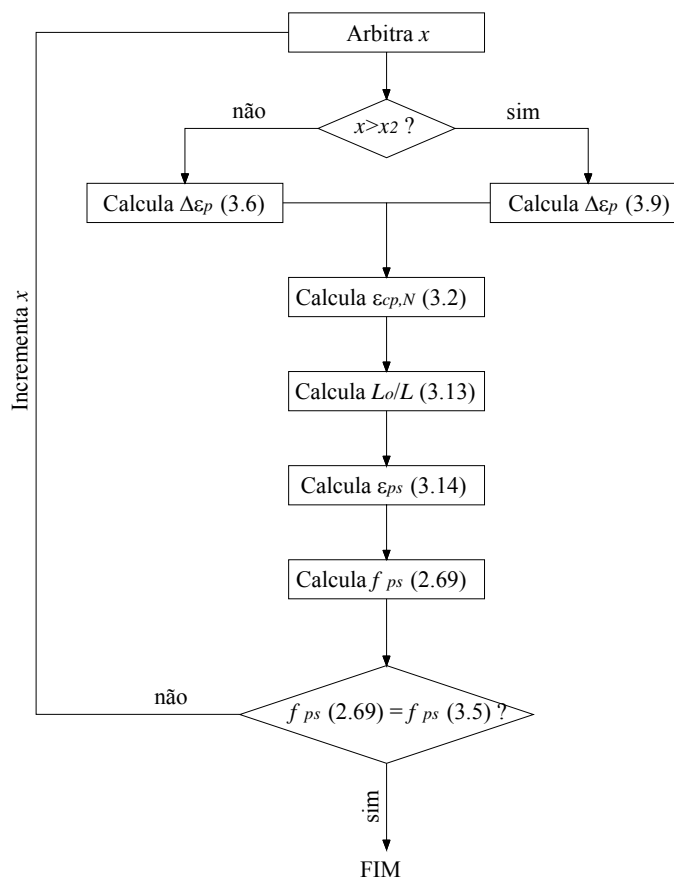
O roteiro de cálculo, para o caso não aderente, é o seguinte:

1. Arbitra-se um valor de  $x$ ;



2. Calcula-se  $\Delta\varepsilon_p$  pelas equações (3.6) e (3.9) para os domínios 2 e 3 respectivamente;
3. Calcula-se a deformação de descompressão no concreto  $\varepsilon_{cp,N}$  pela equação (3.2);
4. Calcula-se a relação  $L_o/L$  pela equação (3.13);
5. Calcula-se  $\varepsilon_{ps}$  pela equação (3.14);
6. Calcula-se  $f_{ps}$  pela equação constitutiva (2.69) apresentada no capítulo anterior;
7. Verifica-se se o valor de  $f_{ps}$  calculado no item 6 é o mesmo dado pela equação (3.5);
8. Em caso contrário, arbitra-se um novo valor de  $x$  até a convergência;
9. Verifica-se o domínio de deformação encontrado pelas equações (3.8) e (3.10).

Esta rotina de cálculo foi também implementada em planilhas eletrônicas. O fluxograma de programação pode ser visualizado na figura 3.11.



**Figura 3.10 - Fluxograma de programação para solução analítica do caso não aderente.**

Se for admitido um comportamento elástico-linear para o aço de protensão, é possível o cálculo direto da altura da linha neutra  $x$ , dispensando o processo iterativo. Essa hipótese é bastante razoável, uma vez que o aço de protensão dificilmente atinge o escoamento. A equação constitutiva se escreve, portanto, como:

$$f_{ps} = E_p \varepsilon_{ps} \quad (3.15)$$

Substituindo-se a equação de equilíbrio e a equação de compatibilidade de deformações (com o coeficiente redutor  $L_o/L$ ) na equação (3.15), é possível chegar-se, após algumas manipulações algébricas, às seguintes expressões para a altura da linha neutra  $x$  para os domínios 2 e 3 de deformações, respectivamente:

$$x^2 - x \left\{ d_s + \frac{1}{0,8f_c b} \left[ A_s f_y + A_{ps} \left( \left( \frac{L_o}{L} \right) (\sigma_{cp,N} + E_p 10\%_{00}) + f_{pe} \right) \right] \right\} + \frac{d_s}{0,8f_c b} \left\{ A_s f_y + A_{ps} \left[ \left( \frac{L_o}{L} \right) \left( \sigma_{cp,N} + E_p 10\%_{00} \left( \frac{d_p}{d_s} \right) \right) + f_{pe} \right] \right\} = 0 \quad (3.16)$$

$$x^2 - x \left\{ \frac{1}{0,8f_c b} \left[ A_s f_y + A_{ps} \left( \left( \frac{L_o}{L} \right) (\sigma_{cp,N} - E_p 3,5\%_{00}) + f_{pe} \right) \right] \right\} - \frac{A_{ps} E_p 3,5\%_{00}}{0,8f_c b} d_p \left( \frac{L_o}{L} \right) = 0 \quad (3.17)$$

Cabe salientar que o que foi exposto nada mais é do que uma adaptação da análise de um caso de protensão aderente por compatibilidade de deformações. A única diferença é que o incremento de deformação é multiplicado por um fator redutivo de  $L_o/L$ , que pode variar de 0 a 1. Um valor de zero na realidade não ocorre, pois corresponderia a nenhum alongamento do cabo de protensão após a aplicação do carregamento, o que não é verdade. Por outro lado, um valor de 1 corresponderia a todo o vão como sendo o comprimento de plastificação, o que eventualmente só ocorreria com a aplicação de um carregamento de momentos concentrados nas extremidades, o que também, dificilmente ocorre (de fato, foi constatado através do modelo numérico valores idênticos para casos aderentes e não-aderentes com carga de momento nas extremidades).

No entanto, foi observado ao longo da pesquisa que o método acima desenvolvido apresentou bons resultados para carregamentos nos terços, mas resultados não tão bons para carregamento concentrado e distribuído. Isto porque, ao se considerar somente a região

teoricamente plastificada, todas as outras deformações que ocorrem fora da dita região estavam sendo negligenciadas, de modo que a tensão obtida analiticamente apresentava-se menor do que a que havia sido obtida por Voelcker (2004) numericamente. Os resultados desta abordagem inicial da metodologia proposta serão expostos no próximo capítulo.

Assim, imaginando-se que poderiam ser aferidas expressões para  $L_o/L$  que resultassem em *comprimentos de plastificação equivalentes*, optou-se por re-adequar o método, aferindo-se o coeficiente  $L_o/L$  com base nos protótipos ensaiados por Voelcker (2004).

### 3.5.2 Aferição do *Comprimento de Plastificação Equivalente*, $L_o/L$

Para que se pudesse obter resultados analíticos mais próximos dos resultados numéricos nos casos de carregamento concentrado e distribuído, foi feita a adequação do fator  $L_o/L$ , procedendo-se, para tanto, da seguinte maneira:

1. Admite-se que o valor de  $f_{ps}$  obtido numericamente por Voelcker (2004) é o mesmo que obter-se-ia através da equação (3.5) de equilíbrio de forças, segundo um determinado valor de  $x$ ;
2. Com o valor de  $x$  encontrado no item 1, força-se o valor da tensão última  $f_{ps}$  calculado pela equação constitutiva a ter o mesmo valor que a tensão última  $f_{ps}$  do item 1, mediante variação do fator  $L_o/L$ ;
3. O valor de  $L_o/L$  encontrado no item 2 é a proporção do *comprimento de plastificação equivalente* procurada.

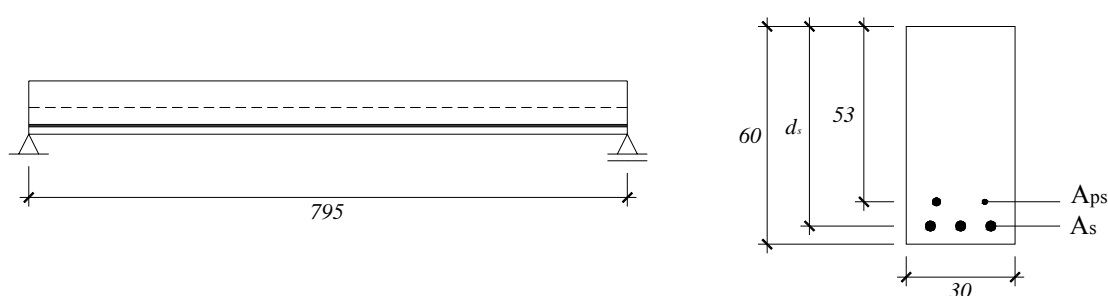
Dessa maneira, para cada análise numérica de Voelcker (2004) pode-se encontrar um *comprimento de plastificação equivalente*. Mediante análise dos resultados, pôde-se obter expressões para  $L_o/L$  que levassem em conta os parâmetros mais influentes envolvidos, que serão apresentadas no próximo capítulo.

### 3.6 VALIDAÇÃO DA METODOLOGIA PROPOSTA PARA DIFERENTES PROTÓTIPOS ANALISADOS NUMERICAMENTE

Como forma de avaliar se as equações propostas pela metodologia apresentada seriam também válidas para outros tipos de geometria de seção transversal, concreto, taxa de armadura e perfil de protensão, foram comparados os resultados da referida metodologia com resultados numéricos para outros dois tipos diferentes de protótipos modelo. Cada um destes originou outros 32 protótipos. E cada protótipo foi analisado com carregamentos nos terços, distribuído e concentrado, com as mesmas prerrogativas utilizadas nas análises dos protótipos de Voelcker (2004). Desta maneira, foram analisados 198 protótipos ( $2 \times 33 \times 3 = 198$ ). Nesta seção, objetiva-se apresentar as características desses outros protótipos analisados.

#### 3.6.1 Protótipo A

O protótipo A trata-se de uma viga, de dimensões 30x60 cm, esbeltez à flexão  $L/d_p = 15$ , perfil reto de protensão com altura útil de 53 cm e concreto com resistência à compressão  $f_c = 3,5 \text{ kN/cm}^2$ . A geometria pode ser vista na Figura 3.11.



**Figura 3.11 – Geometria do protótipo A.**

As propriedades físicas dos materiais, segundo as equações constitutivas dadas no item 2.4.1 são dadas conforme segue:

a) Concreto:

- Módulo de elasticidade:  $E_c = 2800 \text{ kN/cm}^2$
- Resistência à compressão:  $f_c = 3,5 \text{ kN/cm}^2$
- Resistência final à compressão:  $f_{cf} = 2,6 \text{ kN/cm}^2$

- Resistência à tração:  $f_{ct} = 0,41 \text{ kN/cm}^2$
- Deformação de pico de resistência à compressão:  $\varepsilon_{co} = 0,002$
- Deformação de ruptura:  $\varepsilon_{cf} = 0,01$
- Parâmetro  $\beta$  de *tension stiffening*:  $\beta = 4,0$
- Parâmetro  $\beta_\sigma$  de *tension stiffening*:  $\beta_\sigma = 0,4$

b) Aço de protensão:

- Módulo de elasticidade:  $E_p = 19600 \text{ kN/cm}^2$
- Tensão convencional de escoamento:  $f_{py} = 170,8 \text{ kN/cm}^2$
- Deformação convencional de escoamento:  $\varepsilon_{py} = 0,01$
- Tensão de ruptura:  $f_{pu} = 190 \text{ kN/cm}^2$
- Deformação de ruptura:  $\varepsilon_{pu} = 0,071$

c) Aço de armadura passiva:

- Módulo de elasticidade:  $E_s = 21000 \text{ kN/cm}^2$
- Tensão de escoamento:  $f_y =$  parâmetro variável
- Deformação de escoamento:  $\varepsilon_y = (f_y / E_s)$

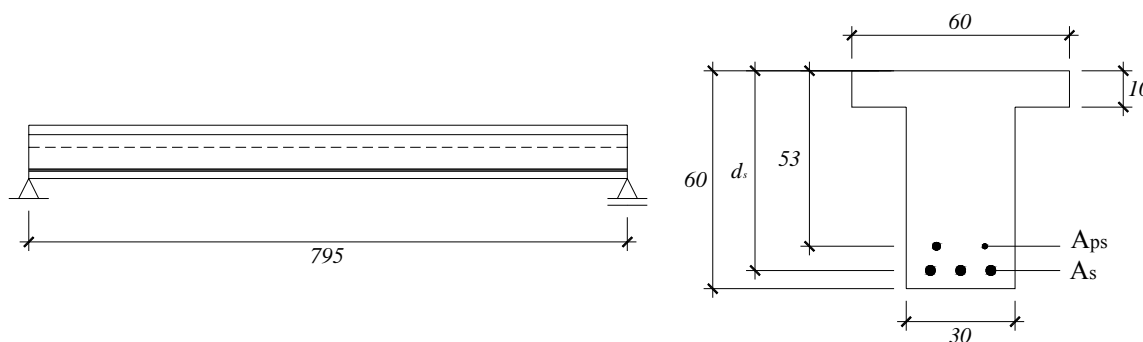
Foi utilizada a mesma regra de parametrização dos protótipos derivados das lajes de referência de Voelcker (2004). Neste caso, a viga de referência, com índice de protensão parcial  $PPR_e = 0,50$ , taxa mecânica de armadura  $\omega_e = 0,20$ , tensão efetiva  $f_{pe} = 112,5 \text{ kN/cm}^2$  e altura útil da armadura passiva  $d_s = 55 \text{ cm}$ , deu origem a outras 32 vigas, as quais tem as suas propriedades listadas na Tabela 3.2.

**Tabela 3.2 - Protótipos derivados da viga de referência PA-0,50-0,200,112,5-REF. [kN;cm]**

Protótipo	$f_y$	$\epsilon_y$ (%)	$d_s$	$A_{ps}$	$A_s$	$PPR_e$	$\omega_e$
0,50-0,20-112,5-REF	50,0	2,38	55,0	5,04	11,34	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-01	12,5	0,60	55,0	5,04	45,34	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-02	25,0	1,19	55,0	5,04	22,67	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-03	37,5	1,79	55,0	5,04	15,11	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-04	60,0	2,86	55,0	5,04	9,45	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-05	75,0	3,57	55,0	5,04	7,56	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-06	100,0	4,76	55,0	5,04	5,67	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-07	50,0	2,38	47,5	4,68	10,52	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-08	50,0	2,38	50,0	4,80	10,81	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-09	50,0	2,38	52,5	4,92	11,08	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-10	50,0	2,38	57,5	5,15	11,58	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-11	50,0	2,38	55,0	14,17	11,34	0,74	0,385
0,50-0,20-112,5-12	50,0	2,38	55,0	7,46	11,34	0,60	0,249
0,50-0,20-112,5-13	50,0	2,38	55,0	5,97	11,34	0,54	0,219
0,50-0,20-112,5-14	50,0	2,38	55,0	3,73	11,34	0,43	0,174
0,50-0,20-112,5-15	50,0	2,38	55,0	3,31	11,34	0,40	0,165
0,50-0,20-112,5-16	50,0	2,38	55,0	3,11	11,34	0,38	0,161
0,50-0,20-112,5-17	50,0	2,38	55,0	5,04	45,34	0,20	0,494
0,50-0,20-112,5-18	50,0	2,38	55,0	5,04	22,67	0,33	0,298
0,50-0,20-112,5-19	50,0	2,38	55,0	5,04	15,11	0,43	0,233
0,50-0,20-112,5-20	50,0	2,38	55,0	5,04	9,45	0,55	0,184
0,50-0,20-112,5-21	50,0	2,38	55,0	5,04	7,56	0,60	0,167
0,50-0,20-112,5-22	50,0	2,38	55,0	5,04	5,67	0,67	0,151
0,50-0,20-112,5-23	12,5	0,60	55,0	5,04	11,34	0,80	0,126
0,50-0,20-112,5-24	25,0	1,19	55,0	5,04	11,34	0,67	0,151
0,50-0,20-112,5-25	37,5	1,79	55,0	5,04	11,34	0,57	0,175
0,50-0,20-112,5-26	60,0	2,86	55,0	5,04	11,34	0,45	0,220
0,50-0,20-112,5-27	75,0	3,57	55,0	5,04	11,34	0,40	0,249
0,50-0,20-112,5-28	100,0	4,76	55,0	5,04	11,34	0,33	0,298
0,50-0,20-112,5-29	50,0	2,38	47,5	5,04	11,34	0,50	0,215
0,50-0,20-112,5-30	50,0	2,38	50,0	5,04	11,34	0,50	0,210
0,50-0,20-112,5-31	50,0	2,38	52,5	5,04	11,34	0,50	0,205
0,50-0,20-112,5-32	50,0	2,38	57,5	5,04	11,34	0,50	0,196

### 3.6.2 Protótipo B

O protótipo B é uma viga de seção “T”, com altura total de 60 cm, largura da alma de 30 cm, largura da mesa de 60 cm, altura da mesa de 10 cm e esbeltez à flexão  $L/d_p = 15$ . O perfil de protensão é também reto, com altura útil de 53 cm. As propriedades físicas dos materiais foram as mesmas utilizadas no protótipo A. A geometria do protótipo B pode ser vista na Figura 3.12.



**Figura 3.12 - Geometria do protótipo B.**

Também no protótipo B foi utilizada a mesma regra de parametrização dos protótipos derivados das lajes de referência de Voelcker (2004). Para a viga de referência do protótipo B, foi utilizado índice de protensão parcial  $PPR_e = 0,50$ , taxa mecânica de armadura  $\omega_e = 0,20$ , tensão efetiva  $f_{pe} = 112,5 \text{ kN/cm}^2$  e altura útil da armadura passiva  $d_s = 55 \text{ cm}$ . Também foram derivadas outras 32 vigas, com suas propriedades listadas na Tabela 3.3.

**Tabela 3.3 - Protótipos derivados da viga de referência PB-0,50-0,200,112,5-REF. [kN; cm]**

Protótipo	$f_y$	$\epsilon_y$ (%)	$d_s$	$A_{ps}$	$A_s$	$PPR_e$	$\omega_e$
0,50-0,20-112,5-REF	50,0	2,38	55,0	5,97	13,44	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-01	12,5	0,60	55,0	5,97	53,75	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-02	25,0	1,19	55,0	5,97	26,87	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-03	37,5	1,79	55,0	5,97	17,92	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-04	60,0	2,86	55,0	5,97	11,20	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-05	75,0	3,57	55,0	5,97	8,96	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-06	100,0	4,76	55,0	5,97	6,72	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-07	50,0	2,38	47,5	5,61	12,63	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-08	50,0	2,38	50,0	5,74	12,91	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-09	50,0	2,38	52,5	5,86	13,18	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-10	50,0	2,38	57,5	6,08	13,69	0,50	0,200
0,50-0,20-112,5-11	50,0	2,38	55,0	16,80	13,44	0,74	0,384
0,50-0,20-112,5-12	50,0	2,38	55,0	8,84	13,44	0,60	0,249
0,50-0,20-112,5-13	50,0	2,38	55,0	7,07	13,44	0,54	0,219
0,50-0,20-112,5-14	50,0	2,38	55,0	4,42	13,44	0,43	0,174
0,50-0,20-112,5-15	50,0	2,38	55,0	3,93	13,44	0,40	0,165
0,50-0,20-112,5-16	50,0	2,38	55,0	3,68	13,44	0,38	0,161
0,50-0,20-112,5-17	50,0	2,38	55,0	5,97	53,75	0,20	0,495
0,50-0,20-112,5-18	50,0	2,38	55,0	5,97	26,87	0,33	0,298
0,50-0,20-112,5-19	50,0	2,38	55,0	5,97	17,92	0,43	0,233
0,50-0,20-112,5-20	50,0	2,38	55,0	5,97	11,20	0,55	0,184
0,50-0,20-112,5-21	50,0	2,38	55,0	5,97	8,96	0,60	0,167
0,50-0,20-112,5-22	50,0	2,38	55,0	5,97	6,72	0,67	0,151
0,50-0,20-112,5-23	12,5	0,60	55,0	5,97	13,44	0,80	0,126

Protótipo	$f_y$	$\epsilon_y$ (%)	$d_s$	$A_{ps}$	$A_s$	$PPR_e$	$\omega_e$
0,50-0,20-112,5-24	25,0	1,19	55,0	5,97	13,44	0,67	0,151
0,50-0,20-112,5-25	37,5	1,79	55,0	5,97	13,44	0,57	0,175
0,50-0,20-112,5-26	60,0	2,86	55,0	5,97	13,44	0,45	0,220
0,50-0,20-112,5-27	75,0	3,57	55,0	5,97	13,44	0,40	0,249
0,50-0,20-112,5-28	100,0	4,76	55,0	5,97	13,44	0,33	0,298
0,50-0,20-112,5-29	50,0	2,38	47,5	5,97	13,44	0,50	0,213
0,50-0,20-112,5-30	50,0	2,38	50,0	5,97	13,44	0,50	0,208
0,50-0,20-112,5-31	50,0	2,38	52,5	5,97	13,44	0,50	0,204
0,50-0,20-112,5-32	50,0	2,38	57,5	5,97	13,44	0,50	0,196

Observa-se que a única diferença entre os protótipos A e B é a geometria da seção transversal. Os resultados apresentados no próximo capítulo irão mostrar se há ou não influência dos parâmetros da geometria da seção transversal em  $f_{ps}$ .

### 3.7 VALIDAÇÃO DA METODOLOGIA PROPOSTA PARA RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Além das análises comparativas entre os resultados numéricos e analíticos pela metodologia proposta para os protótipos já apresentados A e B, foram também comparados resultados de ensaios experimentais de cinco diferentes trabalhos: Tam & Pannell (1976), Cooke et al (1981), Tao & Du (1985) e Chakrabarti (1995).

Nesta seção objetiva-se reunir os dados dos protótipos destes autores para a posterior apresentação dos resultados. Serão apresentados em forma de tabela os dados da geometria dos protótipos, o tipo de carregamento, as propriedades dos materiais e as áreas de armadura ativa e passiva utilizadas.

#### 3.7.1 Tam & Pannell (1976)

Serão analisados oito protótipos de Tam & Pannell (1976), os quais foram ensaiados com uma carga concentrada no meio de vãos que variavam de 306 cm a 406,6 cm e perfil reto de protensão. Foi considerado para o aço de protensão a tensão de ruptura  $f_{pu} = 163$  kN/cm<sup>2</sup> e a tensão convencional de escoamento  $f_{py} = 147$  kN/cm<sup>2</sup>. Foi adotado para a armadura passiva  $f_y$



= 50kN/cm<sup>2</sup> Os dados geométricos dos protótipos de Tam & Pannell podem ser visualizados na Tabela 3.4 abaixo:

**Tabela 3.4 - Dados geométricos dos protótipos de Tam & Pannell (1976). [cm]**

Protótipo	$b_w$	$h$	$d_p$	$L$	$L/d_p$
B1	16	23	17	306	18,0
B2	15,7	21	17,3	406,6	23,5
B3	15,3	21	14,8	406,6	27,5
B4	15,3	20,5	14,2	406,6	28,6
B5	16	15,8	10,4	304,8	29,3
B6	16	15,8	9,7	304,8	31,4
B7	16	15,8	10,3	400	38,8
B8	16,2	15,8	9,3	400	43,0

As áreas de aço na seção transversal, altura útil da armadura passiva e resistências do concreto podem ser vistas na Tabela 3.5 abaixo.

**Tabela 3.5 - Áreas de aço e propriedades dos materiais dos protótipos de Tam & Pannell (1976). [kN; cm]**

Protótipo	$f_c$	$d_s$	$A_{ps}$	$A_s$	$PPR_e$	$\omega_e$
B1	6,47	20,5	1,54	1,57	0,60	0,105
B2	6,07	20,5	2,31	3,14	0,52	0,185
B3	7,20	18,2	1,15	1,57	0,56	0,101
B4	5,29	18,2	1,92	2,36	0,59	0,225
B5	6,64	13,3	1,15	1,57	0,58	0,154
B6	7,09	13,8	1,54	1,57	0,63	0,169
B7	6,05	13,8	1,54	1,57	0,60	0,179
B8	6,51	13,8	0,77	2,36	0,30	0,132

### 3.7.2 Cooke et al (1981)

Serão analisados seis protótipos de Cooke et al (1981), os quais foram ensaiados simplesmente apoiados com 2 pontos de carga equidistantes de 40, 60 e 80 cm do meio de respectivos vãos 220, 340 e 460 cm e perfil reto de protensão. Foi considerado para o aço de protensão a tensão de ruptura  $f_{pu} = 176,6$  kN/cm<sup>2</sup> e a tensão convencional de escoamento  $f_{py} = 161,8$  kN/cm<sup>2</sup>. Todos os protótipos foram ensaiados com protensão total ( $PPR = 1$ ). Os dados

geométricos dos protótipos de Cooke et al (1981) podem ser visualizados na Tabela 3.6 abaixo:

**Tabela 3.6 – Dados geométricos dos protótipos de Cooke et al (1981). [cm]**

Protótipo	$b_w$	$h$	$d_p$	$L$	$L/d_p$
1	35,24	18	12	460	38,3
2	70,49	18	12	460	38,3
4	35,24	18	12	340	28,3
5	70,49	18	12	340	28,3
7	35,24	18	12	220	18,3
8	70,49	18	12	220	18,3

As áreas de aço na seção transversal e resistências do concreto podem ser vistas na Tabela 3.7 abaixo.

**Tabela 3.7 – Áreas de aço e propriedades dos materiais (Cooke et al (1981).**

[kN; cm]

Protótipo	$f_c$	$A_{ps}$	$PPR_e$	$\omega_e$
1	3,01	2,79	1,00	0,255
2	3,01	2,79	1,00	0,251
4	3,44	2,79	1,00	0,112
5	3,44	2,79	1,00	0,111
7	3,08	2,79	1,00	0,074
8	3,08	2,79	1,00	0,075

### 3.7.3 Tao & Du (1985)

Serão analisados vinte protótipos de Tao & Du (1985), os quais foram ensaiados com carregamento nos terços de um vão de 420 cm e perfil reto de protensão. Os dados geométricos dos protótipos de Tao & Du (1985) podem ser visualizados na Tabela 3.8 abaixo:

**Tabela 3.8 - Dados geométricos dos protótipos de Tao & Du (1985). [cm]**

Protótipo	$B$	$h$	$d_p$	$L$	$L/d_p$
TD-A1	16	28	22	420,0	19,1
TD-A2	16	28	22	420,0	19,1
TD-A3	16	28	22	420,0	19,1
TD-A4	16	28	22	420,0	19,1
TD-A5	16	28	22	420,0	19,1
TD-A6	16	28	22	420,0	19,1
TD-A7	16	28	22	420,0	19,1
TD-A8	16	28	22	420,0	19,1
TD-A9	16	28	22	420,0	19,1
TD-B1	16	28	22	420,0	19,1
TD-B2	16	28	22	420,0	19,1
TD-B3	16	28	22	420,0	19,1
TD-B4	16	28	22	420,0	19,1
TD-B5	16	28	22	420,0	19,1
TD-B6	16	28	22	420,0	19,1
TD-B7	16	28	22	420,0	19,1
TD-B8	16	28	22	420,0	19,1
TD-B9	16	28	22	420,0	19,1
TD-C1	16	28	22	420,0	19,1
TD-C3	16	28	22	420,0	19,1
TD-C7	16	28	22	420,0	19,1
TD-C9	16	28	22	420,0	19,1

As áreas de aço na seção transversal, resistências do concreto e propriedades das armaduras passiva e ativa podem ser vistas na Tabela 3.9 abaixo.

**Tabela 3.9 - Áreas de aço e propriedades dos materiais dos protótipos de Tao & Du 1985). [kN;cm]**

Protótipo	$f_c$	$f_{py}$	$f_{pu}$	$f_y$	$A_{ps}$	$A_s$	$PPR_e$	$\omega_e$
TD-A1	3,06	146,5	179,0	26,7	0,59	1,57	0,57	0,087
TD-A2	3,06	146,5	179,0	43,0	0,98	1,57	0,57	0,137
TD-A3	3,06	146,5	179,0	43,0	1,57	2,36	0,56	0,202
TD-A4	3,06	146,5	179,0	43,0	0,59	1,57	0,43	0,103
TD-A5	3,06	146,5	179,0	40,0	0,78	3,08	0,34	0,160
TD-A6	3,06	146,5	179,0	40,0	1,57	4,62	0,42	0,275
TD-A7	3,06	146,5	179,0	40,0	0,39	3,08	0,22	0,133
TD-A8	3,31	146,5	179,0	40,0	0,59	4,62	0,22	0,185
TD-A9	3,31	146,5	179,0	39,5	1,57	8,04	0,31	0,364
TD-B1	4,58	164,5	184,0	26,7	0,59	1,57	0,59	0,060
TD-B2	4,58	164,5	184,0	43,0	0,98	1,57	0,59	0,097
TD-B3	4,25	164,5	184,0	43,0	1,57	2,36	0,60	0,161
TD-B4	4,25	164,5	184,0	43,0	0,59	1,57	0,48	0,081
TD-B5	4,25	164,5	184,0	40,0	0,78	3,08	0,39	0,124
TD-B6	4,25	164,5	184,0	40,0	1,37	4,62	0,43	0,201
TD-B7	4,88	164,5	184,0	40,0	0,39	3,08	0,24	0,086

Protótipo	$f_c$	$f_{py}$	$f_{pu}$	$f_y$	$A_{ps}$	$A_s$	$PPR_e$	$\omega_e$
TD-B8	4,25	164,5	184,0	40,0	0,59	4,62	0,24	0,148
TD-B9	4,88	164,5	184,0	39,5	0,98	8,04	0,24	0,223
TD-C1	3,31	146,5	179,0	38,9	0,59	1,57	0,47	0,092
TD-C3	3,31	146,5	179,0	48,5	1,57	2,36	0,53	0,197
TD-C7	3,31	146,5	179,0	48,5	0,39	3,08	0,20	0,145
TD-C9	3,31	146,5	179,0	50,5	1,57	8,04	0,26	0,428

### 3.7.4 Chakrabarti (1995)

Serão analisados trinta e três protótipos de Chakrabarti (1995), os quais foram ensaiados simplesmente apoiados com 2 pontos de carga equidistantes de 45,72 cm do meio de um vão de 350,52 cm e perfil poligonal de protensão. O aço de protensão tem como propriedades a tensão de ruptura  $f_{pu} = 186$  kN/cm<sup>2</sup> e a tensão convencional de escoamento  $f_{py} = 172,5$  kN/cm<sup>2</sup>. Os dados geométricos dos protótipos de Chakrabarti (1995) podem ser visualizados na Tabela 3.10 abaixo:

**Tabela 3.10 - Dados geométricos dos protótipos de Chakrabarti (1995). [cm]**

Protótipo	$b_w$	$h$	$b_f$	$h_f$	$d_p$	$L$	$L/d_p$
A1	13,97	22,86	13,97	0	16,51	350,52	21,2
A2	13,97	22,86	13,97	0	16,51	350,52	21,2
A3	13,97	22,86	13,97	0	16,51	350,52	21,2
B1	13,97	22,86	13,97	0	16,51	350,52	21,2
B2	13,97	22,86	13,97	0	16,51	350,52	21,2
B3	13,97	22,86	13,97	0	16,51	350,52	21,2
C2	13,97	22,86	13,97	0	16,51	350,52	21,2
C3	13,97	22,86	13,97	0	16,51	350,52	21,2
PPT9A	13,97	22,86	31,75	4,1275	19,05	350,52	18,4
PPT9B	13,97	22,86	31,75	4,1275	19,05	350,52	18,4
PPT9C	13,97	22,86	31,75	4,1275	19,05	350,52	18,4
PPT9D	13,97	22,86	31,75	4,1275	19,05	350,52	18,4
PPT5A	13,97	22,86	31,75	4,1275	19,05	350,52	18,4
PPT5B	13,97	22,86	31,75	4,1275	19,05	350,52	18,4
PPR9A	13,97	22,86	0	0	16,51	350,52	21,2
PPR9B	13,97	22,86	0	0	16,51	350,52	21,2
K11	30,48	8,255	30,48	0	6,35	350,52	55,2
K12	30,48	8,255	30,48	0	6,35	350,52	55,2
K13	30,48	8,255	30,48	0	6,35	350,52	55,2
K21	30,48	8,255	30,48	0	6,35	350,52	55,2
K22	30,48	8,255	30,48	0	6,35	350,52	55,2
K23	30,48	8,255	30,48	0	6,35	350,52	55,2
K31	30,48	8,255	30,48	0	6,35	350,52	55,2
K32	30,48	8,255	30,48	0	6,35	350,52	55,2

Protótipo	$b_w$	$h$	$b_f$	$h_f$	$d_p$	$L$	$L/d_p$
K33	30,48	8,255	30,48	0	6,35	350,52	55,2
E11	13,97	22,86	13,97	0	25,4	350,52	13,8
E21	13,97	22,86	13,97	0	25,4	350,52	13,8
E12	13,97	22,86	13,97	0	25,4	350,52	13,8
E22	13,97	22,86	13,97	0	25,4	350,52	13,8
E13	13,97	22,86	13,97	0	25,4	350,52	13,8
E23	13,97	22,86	13,97	0	25,4	350,52	13,8
E13	13,97	22,86	13,97	0	25,4	350,52	13,8
E23	13,97	22,86	13,97	0	25,4	350,52	13,8

Na tabela acima,  $b_w$ ,  $b_f$  e  $h_f$  são a largura da alma, a largura da mesa e a altura da mesa respectivamente. As áreas de aço na seção transversal e resistências do concreto podem ser vistas na Tabela 3.11 abaixo.

**Tabela 3.11 - Áreas de aço e propriedades dos materiais dos protótipos de Chakrabarti (1995). [kN;cm]**

Protótipo	$f_c$	$d_s$	$A_{ps}$	$A_s$	$PPR_e$	$\omega_e$
A1	3,65	20,3	0,530	0,00	1,000	0,067
A2	3,45	20,3	0,530	0,71	0,651	0,100
A3	3,52	20,3	0,26	1,42	0,314	0,093
B1	3,41	20,3	1,060	0,00	1,000	0,139
B2	3,60	20,3	0,770	1,42	0,562	0,151
B3	3,56	20,3	0,530	3,25	0,301	0,207
C2	3,59	20,3	1,280	2,13	0,573	0,233
C3	3,38	20,3	0,770	5,08	0,284	0,331
PPT9A	6,07	21,0	0,530	0,71	0,689	0,059
PPT9B	6,06	21,0	0,530	1,27	0,553	0,073
PPT9C	5,14	21,0	0,530	3,25	0,299	0,138
PPT9D	5,14	21,0	0,530	5,38	0,205	0,199
PPT5A	3,78	21,0	0,530	1,27	0,542	0,114
PPT5B	3,05	21,0	0,530	3,25	0,313	0,237
PPR9A	5,44	20,3	0,530	3,25	0,310	0,137
PPR9B	5,17	20,3	0,530	3,25	0,313	0,145
K11	3,52	7,6	0,530	1,98	0,451	0,186
K12	3,48	8,3	0,530	4,11	0,286	0,276
K13	3,41	10,2	0,530	4,67	0,263	0,252
K21	3,55	7,6	0,530	0,71	0,696	0,119
K22	3,52	8,3	0,530	0,71	0,695	0,111
K23	3,45	10,2	0,530	1,42	0,537	0,121
K31	3,48	7,6	0,530	0,00	1,000	0,082
K32	3,52	8,3	0,530	0,00	1,000	0,078
K33	3,55	10,2	0,530	0,00	1,000	0,063
E11	3,55	20,3	0,530	1,42	0,406	0,109
E21	3,45	20,3	0,530	0,00	1,000	0,051
E12	3,44	20,3	0,530	1,42	0,442	0,121
E22	3,44	20,3	0,530	0,00	1,000	0,067

<b>Protótipo</b>	$f_c$	$d_s$	$A_{ps}$	$A_s$	$PPR_e$	$\omega_e$
E13	3,47	20,3	0,530	1,42	0,502	0,135
E23	3,47	20,3	0,530	0,00	1,000	0,076
E13	3,46	20,3	0,530	1,42	0,540	0,149
E23	3,46	20,3	0,530	0,00	1,000	0,084

## 4 RESULTADOS OBTIDOS

Neste capítulo, serão apresentados, comparativamente, os resultados aderentes e não aderentes para os protótipos de Voelcker (2004) vistos no capítulo anterior. Poderá ser avaliado o comportamento de parâmetros como a tensão última e o momento resistente em ambos os casos. Gráficos comparativos P- $\delta$  serão também apresentados, ilustrando o comportamento à flexão para as duas situações.

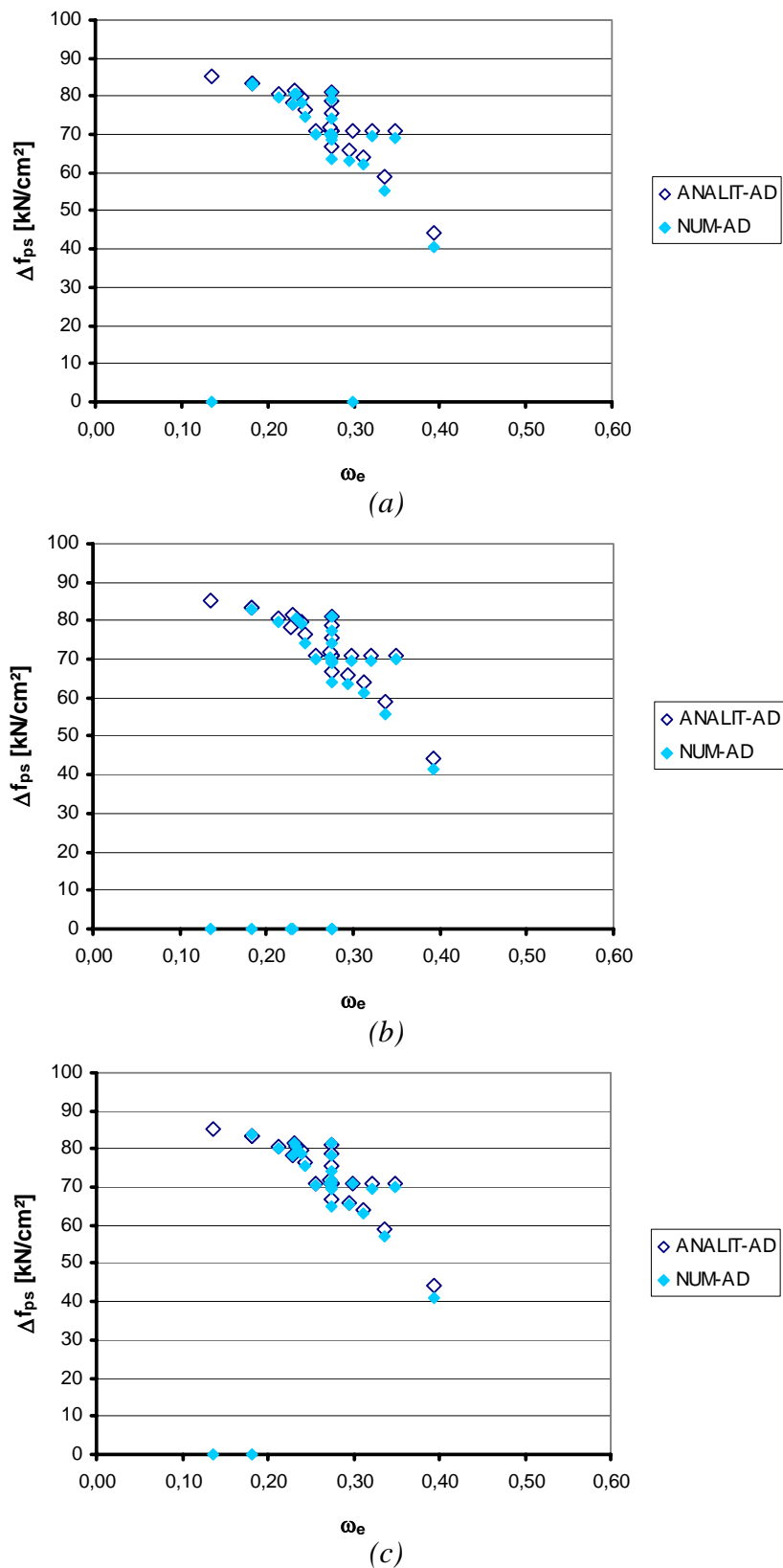
Assim como foi feito na pesquisa de Voelcker (2004) com protótipos não aderentes, serão também apresentadas retas de regressões e a influência exercida pelos diferentes parâmetros em  $\Delta f_{ps}$  nas análises com aderência.

São também apresentados neste capítulo os resultados iniciais e posteriormente re-adequados pela metodologia proposta para os protótipos de Voelcker (2004), para os já descritos protótipos A e B e também para os protótipos ensaiados experimentalmente. Os resultados obtidos são comparados com a formulação da NBR 6118-03.

Pelo fato de a esbeltez à flexão não ter se mostrado um parâmetro relevante na pesquisa de Voelcker (2004) para o incremento de tensão  $\Delta f_{ps}$ , foram utilizados nesta pesquisa apenas os resultados de  $L/d_p$  de 21,7. De fato, pode ser comprovado nos resultados em anexo do trabalho de Voelcker (2004) que os valores de  $\Delta f_{ps}$  são praticamente os mesmos para as três esbeltezes estudadas.

Também foram descartados os protótipos que apresentavam a ruptura do concreto sem o escoamento da armadura. Tal comportamento é definido pela NBR 6118-03 como domínio 4 de deformações.

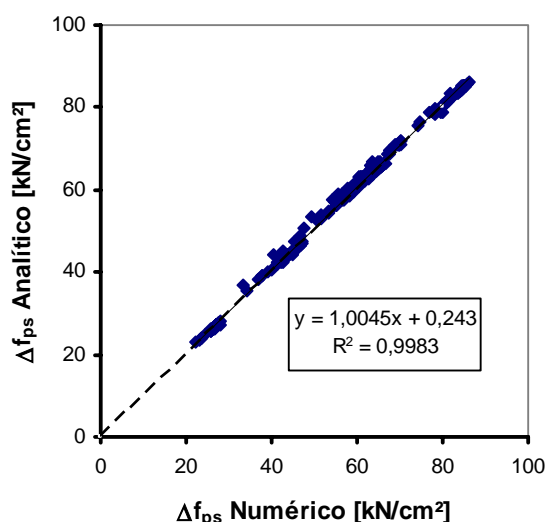
Primeiramente, pode-se comprovar a eficácia da formulação exposta no fluxograma da Figura 3.10, comparando-se os resultados obtidos desta formulação de protótipos analisados com aderência, com os resultados obtidos do modelo numérico. Nas Figura 4.1(a), (b) e (c) estão graficados os resultados dos protótipos analisados com aderência para os carregamentos nos terços médios, distribuído e concentrado, respectivamente. Pode-se observar a boa correlação de resultados, pela proximidade dos pontos no gráfico.



**Figura 4.1 – Resultados numérico e analítico para protótipos aderentes 0,30-0,275-92,7  $L/d_p = 21,7$  e carregamento (a) nos terços médios; (b) distribuído; (c) concentrado.**



Pode-se observar que os resultados de  $\Delta f_{ps}$  para os três tipos de carregamento são praticamente os mesmos, o que confirma o fato que o incremento de tensão no caso aderente é independente de parâmetros globais da estrutura, como tipo de carregamento ou esbeltez à flexão. Pela Figura 4.2 se pode observar a correlação entre os resultados numérico x analítico para todos os protótipos com aderência.



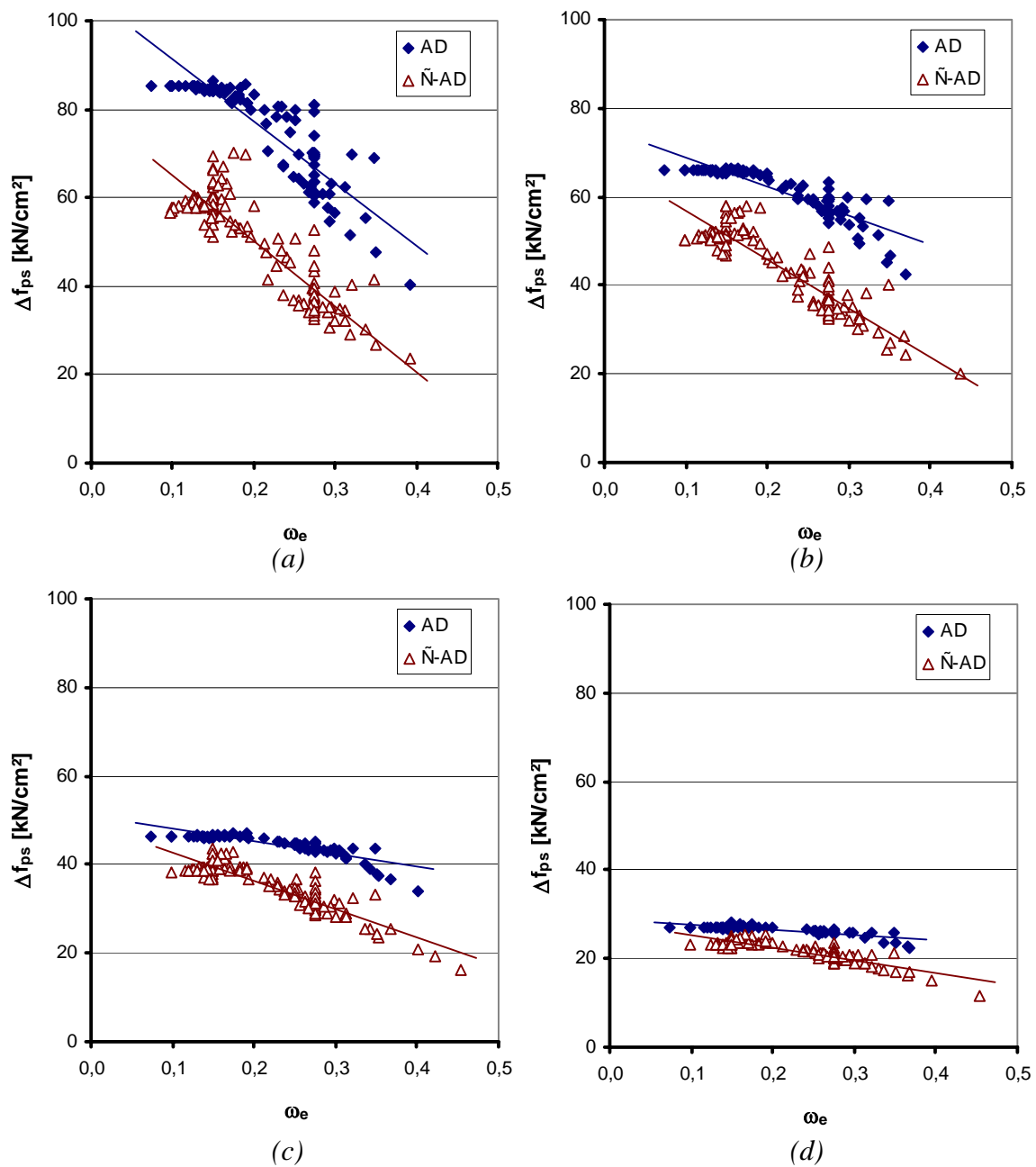
**Figura 4.2 – Correlação de resultados numérico x analítico para protótipos de Voelcker (2004) com aderência.**

#### 4.1 GRÁFICOS DE DISPERSÃO PARA O CASO ADERENTE E COMPARAÇÃO COM OS RESULTADOS NÃO ADERENTES

Serão apresentados os gráficos de dispersão  $\omega_e \times \Delta f_{ps}$  para os três tipos de carregamento estudados. Estão conjuntamente graficados os resultados com e sem aderência. É possível ter-se uma idéia, a princípio, da tensão última no cabo não aderente a partir da tensão última no cabo aderente.

##### 4.1.1 Carregamento nos Terços

Na Figura 4.3 estão apresentados os resultados obtidos para o carregamento nos terços médios, com esbeltez à flexão de 21,7. Foram tomadas regressões para as quatro tensões efetivas 92,7, 112,5, 132,3 e 152 kN/cm<sup>2</sup>.



**Figura 4.3 – Gráficos de dispersão  $\omega_e \times \Delta f_{ps}$  com retas de regressão para  $L/d_p = 21,7$ , carregamento nos terços e tensão efetiva (a)  $f_{pe} = 92,7 \text{ kN/cm}^2$ ; (b)  $f_{pe} = 112,5 \text{ kN/cm}^2$ ; (c)  $f_{pe} = 132,3 \text{ kN/cm}^2$ ; (d)  $f_{pe} = 152,0 \text{ kN/cm}^2$ ;**

As equações obtidas pela regressão dos resultados com aderência para carregamento nos terços e tensões efetivas de 92,7, 112,5, 132,3 e 152,0 kN/cm<sup>2</sup> são, respectivamente, as seguintes:

$$\Delta f_{ps} = -139,65\omega_e + 105,05 \quad (4.1)$$

$$\Delta f_{ps} = -65,16\omega_e + 75,44 \quad (4.2)$$

$$\Delta f_{ps} = -28,14\omega_e + 50,87 \quad (4.3)$$

$$\Delta f_{ps} = -11,45\omega_e + 28,79 \quad (4.4)$$

Pode-se observar coeficientes angulares maiores para as menores tensões efetivas, o que indica que a taxa de armadura é mais influente em  $\Delta f_{ps}$  para valores menores de  $f_{pe}$ .

As mesmas equações para o caso não aderente estudado por Voelcker (2004) são as seguintes:

$$\Delta f_{ps} = -147,0\omega_e + 79,8 \quad (4.5)$$

$$\Delta f_{ps} = -109,9\omega_e + 67,8 \quad (4.6)$$

$$\Delta f_{ps} = -63,8\omega_e + 49,1 \quad (4.7)$$

$$\Delta f_{ps} = -29,3\omega_e + 28,3 \quad (4.8)$$

Com os resultados obtidos, se pode montar relações como as mostradas na Tabela 4.1. Nesta tabela, visualiza-se a relação entre os valores não aderente / aderente de momento resistente  $M_{res}$ , incremento de tensão  $\Delta f_{ps}$  e tensão última  $f_{ps}$ .

**Tabela 4.1 - Relação entre resultados não aderente / aderente para protótipos 0,30-0,150-92,7, carregamento nos terços médios e  $L/d_p = 21,7$ .**

Protótipo	$M_{res\ NAD} / M_{res\ AD}$	$\Delta f_{ps\ NAD} / \Delta f_{ps\ AD}$	$f_{ps\ NAD} / f_{ps\ AD}$
0,30-0,150-92,7-REF	92%	71%	86%
0,30-0,150-92,7-01	91%	67%	84%
0,30-0,150-92,7-02	91%	68%	85%
0,30-0,150-92,7-03	91%	70%	85%
0,30-0,150-92,7-04	92%	71%	86%
0,30-0,150-92,7-05	91%	73%	87%
0,30-0,150-92,7-06	90%	75%	88%
0,30-0,150-92,7-08	88%	80%	91%
0,30-0,150-92,7-09	95%	78%	89%
0,30-0,150-92,7-10	94%	64%	83%

Protótipo	$M_{res\ NAD}$ / $M_{res\ AD}$	$\Delta f_{ps\ NAD}$ / $\Delta f_{ps\ AD}$	$f_{ps\ NAD}$ / $f_{ps\ AD}$
0,30-0,150-92,7-11	88%	61%	82%
0,30-0,150-92,7-12	90%	70%	86%
0,30-0,150-92,7-13	92%	71%	86%
0,30-0,150-92,7-14	93%	70%	86%
0,30-0,150-92,7-15	90%	71%	86%
0,30-0,150-92,7-16	90%	70%	86%
0,30-0,150-92,7-20	90%	70%	86%
0,30-0,150-92,7-21	87%	70%	85%
0,30-0,150-92,7-22	84%	68%	85%
0,30-0,150-92,7-24	85%	67%	84%
0,30-0,150-92,7-25	88%	69%	85%
0,30-0,150-92,7-26	92%	72%	86%
0,30-0,150-92,7-27	93%	70%	86%
0,30-0,150-92,7-28	97%	64%	84%
0,30-0,150-92,7-29	92%	81%	91%
0,30-0,150-92,7-30	92%	82%	91%
0,30-0,150-92,7-31	92%	78%	90%
0,30-0,150-92,7-32	92%	64%	83%

Todos os valores percentuais menores do que 100% vão ao encontro da afirmação feita anteriormente de que o incremento de tensão e a capacidade resistente do elemento estrutural são maiores para o caso aderente.

A Tabela 4.2 mostra a média e o desvio padrão desta relação para as quatro tensões efetivas estudadas.

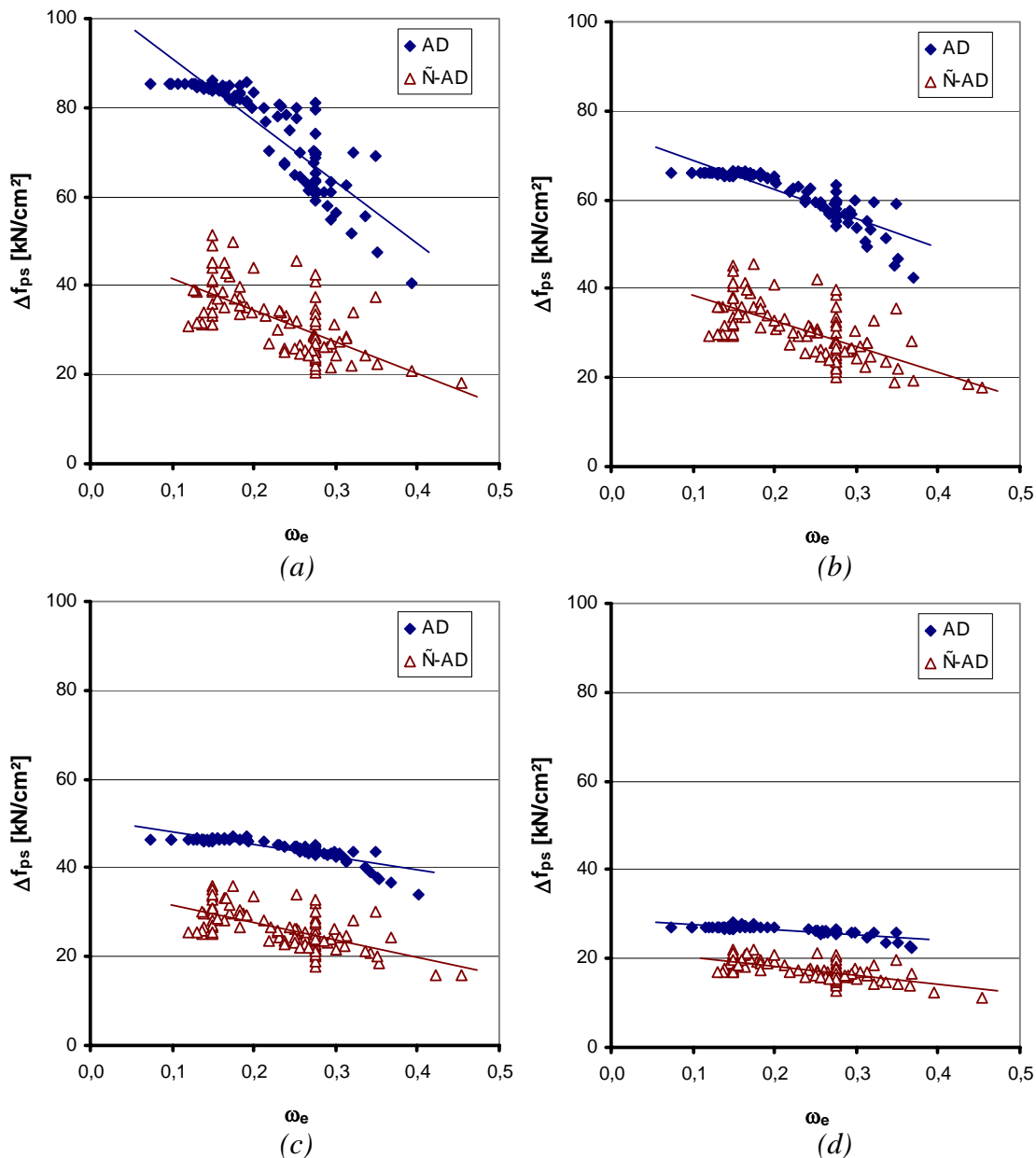
**Tabela 4.2 - Médias e desvios padrão para relação não aderente / aderente de  $M_{res}$ ,  $\Delta f_{ps}$  e  $f_{ps}$ , para carregamento nos terços e  $L/d_p = 21,7$ .**

$f_{pe}$ (kN/cm <sup>2</sup> )	$M_{res}$		$\Delta f_{ps}$		$f_{ps}$	
	Média	Desvio	Média	Desvio	Média	Desvio
92,7	88%	3%	63%	8%	84%	3%
112,5	92%	3%	70%	10%	90%	3%
132,3	93%	2%	78%	8%	94%	2%
152,0	95%	2%	83%	6%	97%	1%

Observa-se as maiores diferenças, tanto em termos de momento resistente quanto de tensão última entre os casos aderente e não aderente, nas tensões efetivas menores, haja visto que o seu efeito no incremento de tensão  $\Delta f_{ps}$  é maior para valores menores de  $f_{pe}$ .

## 4.1.2 Carregamento Distribuído

Na Figura 4.4 estão apresentados os gráficos de dispersão  $\omega_e \times \Delta f_{ps}$  comparando-se os casos aderente e não aderente para carregamento distribuído. No caso aderente, as análises numéricas comprovaram que não há diferenças em termos de incremento de tensão para diferentes tipos de carregamento. Portanto, as equações de regressão são praticamente as mesmas mostradas nas equações (4.1) a (4.4). Serão reportadas, no entanto, as equações no caso não aderente obtidas por Voelcker (2004).



**Figura 4.4 - Gráficos de dispersão  $\omega_e \times \Delta f_{ps}$  com retas de regressão para  $L/d_p = 21,7$ , carregamento distribuído e tensão efetiva (a)  $f_{pe} = 92,7 \text{ kN/cm}^2$ ; (b)  $f_{pe} = 112,5 \text{ kN/cm}^2$ ; (c)  $f_{pe} = 132,3 \text{ kN/cm}^2$ ; (d)  $f_{pe} = 152,0 \text{ kN/cm}^2$ ;**

As equações de regressão obtidas por Voelcker (2004) para as tensões efetivas de 92,7, 112,5, 132,3 e 152,0 kN/cm<sup>2</sup> são, respectivamente, as seguintes:

$$\Delta f_{ps} = -68,7\omega_e + 48,3 \quad (4.9)$$

$$\Delta f_{ps} = -57,1\omega_e + 44,1 \quad (4.10)$$

$$\Delta f_{ps} = -39,7\omega_e + 35,6 \quad (4.11)$$

$$\Delta f_{ps} = -19,9\omega_e + 22,2 \quad (4.12)$$

A Tabela 4.3 mostra a média e o desvio padrão da relação não aderente/aderente para as quatro tensões efetivas estudadas.

**Tabela 4.3 - Médias e desvios padrão para relação não aderente / aderente de  $M_{res}$ ,  $\Delta f_{ps}$  e  $f_{ps}$ , para carregamento distribuído e  $L/d_p = 21,7$ .**

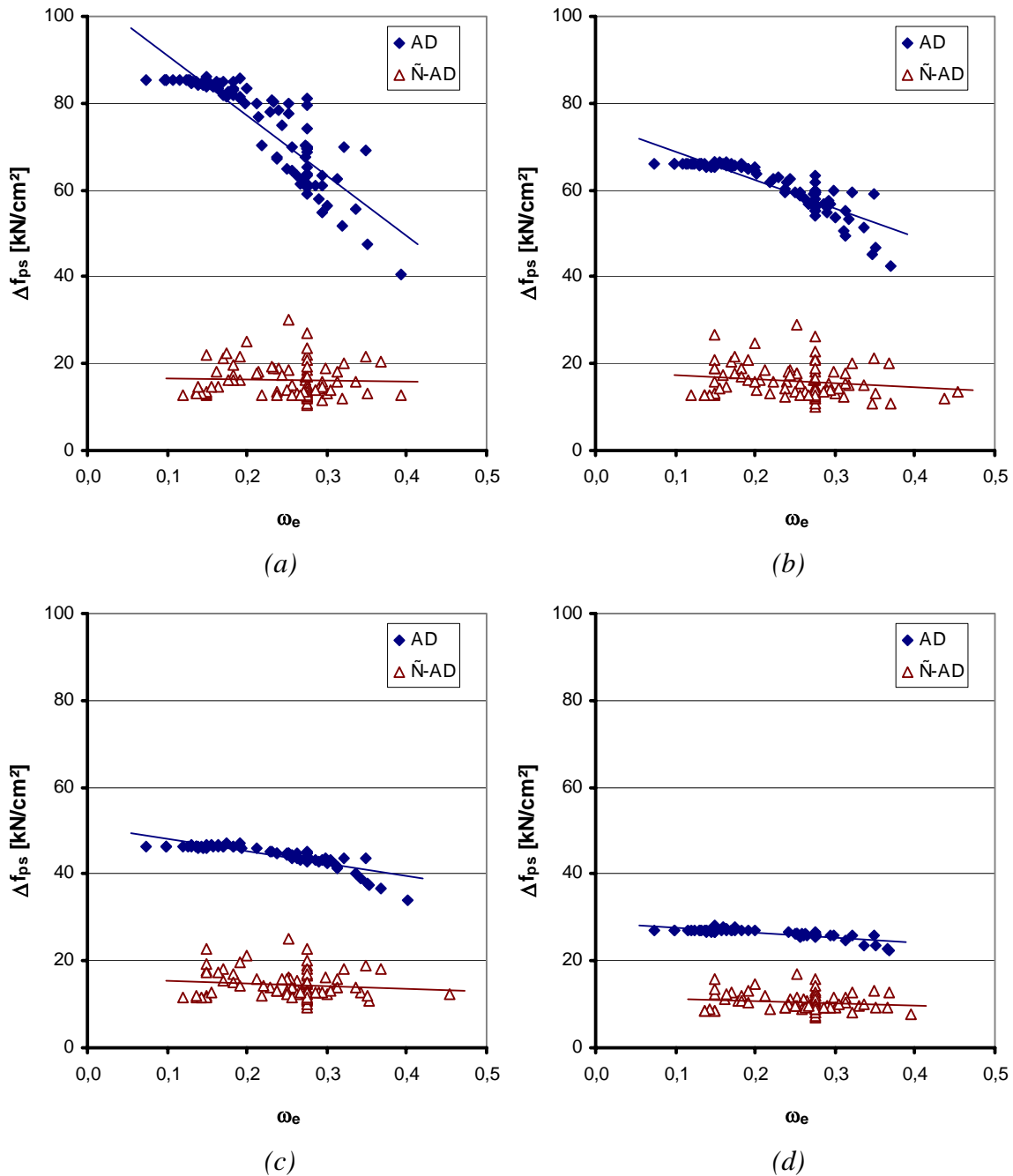
$f_{pe}$ (kN/cm <sup>2</sup> )	$M_{res}$		$\Delta f_{ps}$		$f_{ps}$	
	Média	Desvio	Média	Desvio	Média	Desvio
92,7	86%	6%	47%	7%	75%	3%
112,5	90%	5%	50%	7%	82%	2%
132,3	93%	2%	59%	8%	90%	2%
152,0	95%	2%	66%	7%	95%	1%

Pode-se observar valores menores de momento resistente e tensão última comparando-se o caso de carregamento nos terços, haja visto que neste último caso, são maiores os incrementos de tensão  $\Delta f_{ps}$  pois é maior a região de plastificação do elemento.

#### 4.1.3 Carregamento Concentrado

Na Figura 4.5 estão apresentados os gráficos de dispersão  $\omega_e \times \Delta f_{ps}$  comparando-se os casos aderente e não aderente para carregamento concentrado. Novamente, no caso aderente, as

análises numéricas comprovaram que não há diferenças em termos de incremento de tensão para diferentes tipos de carregamento. Portanto, as equações de regressão são praticamente as mesmas mostradas nas equações (4.1) a (4.4). Serão reportadas, no entanto, as equações no caso não aderente obtidas por Voelcker (2004).



**Figura 4.5 - Gráficos de dispersão  $\omega_e \times \Delta f_{ps}$  com retas de regressão para  $L/d_p = 21,7$ , carregamento concentrado e tensão efetiva (a)  $f_{pe} = 92,7 \text{ kN/cm}^2$ ; (b)  $f_{pe} = 112,5 \text{ kN/cm}^2$ ; (c)  $f_{pe} = 132,3 \text{ kN/cm}^2$ ; (d)  $f_{pe} = 152,0 \text{ kN/cm}^2$ ;**

As equações de regressão obtidas por Voelcker (2004) para as tensões efetivas de 92,7, 112,5, 132,3 e 152 kN/cm<sup>2</sup> são, respectivamente, as seguintes:

$$\Delta f_{ps} = -3,5\omega_e + 17,1 \quad (4.13)$$

$$\Delta f_{ps} = -9,1\omega_e + 18,3 \quad (4.14)$$

$$\Delta f_{ps} = -6,3\omega_e + 16,2 \quad (4.15)$$

$$\Delta f_{ps} = -5,6\omega_e + 12,0 \quad (4.16)$$

A Tabela 4.4 mostra a média e o desvio padrão desta relação para as quatro tensões efetivas estudadas.

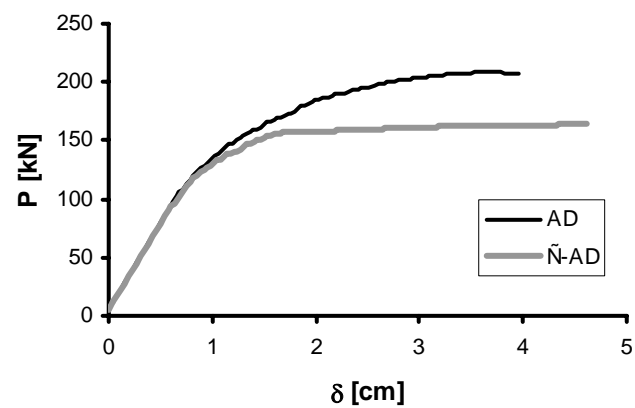
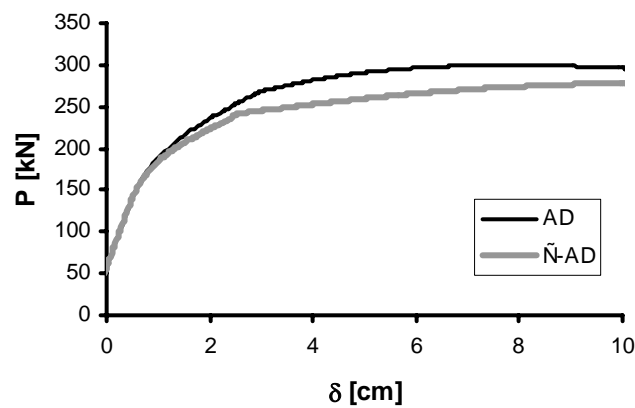
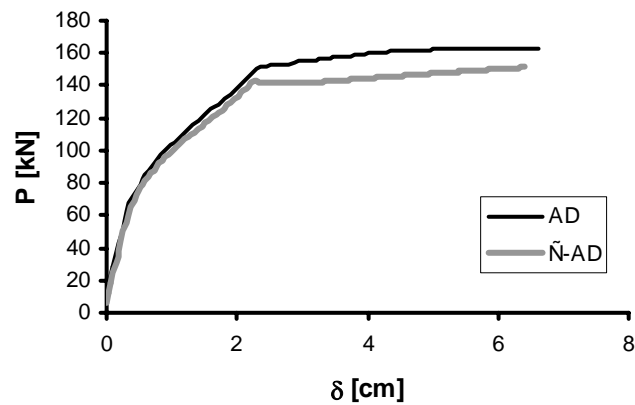
**Tabela 4.4 - Médias e desvios padrão para relação não aderente / aderente de  $M_{res}$ ,  $\Delta f_{ps}$  e  $f_{ps}$ , para carregamento concentrado e  $L/d_p = 21,7$ .**

$f_{pe}$ (kN/cm <sup>2</sup> )	$M_{res}$		$\Delta f_{ps}$		$f_{ps}$	
	Média	Desvio	Média	Desvio	Média	Desvio
92,7	80%	8%	23%	5%	67%	4%
112,5	84%	7%	27%	6%	74%	3%
132,3	88%	5%	33%	7%	83%	2%
152,0	92%	4%	41%	7%	91%	1%

## 4.2 CURVAS P- $\delta$

Do modelo numérico utilizado, é possível extrair curvas P- $\delta$  que caracterizam o comportamento à flexão do protótipo ao longo do carregamento. Serão apresentadas neste item curvas comparativas entre o caso aderente e não aderente. Na Figura 4.6 abaixo, pode-se ver a comparação entre os dois casos. Pode-se observar sempre a curva do caso aderente situa-se sempre acima da curva do caso não aderente, ratificando a afirmação de que elementos com protensão aderente tem uma maior capacidade portante.





**Figura 4.6 – Curvas comparativas P- $\delta$  (a) carregamento nos terços,  $PPR_e=0,3$ ,  $\omega_e=0,150$ ,  $f_{pe}=92,7$  kN/cm<sup>2</sup> (b) carregamento nos terços,  $PPR_e=0,7$ ,  $\omega_e=0,275$ ,  $f_{pe}=92,7$  kN/cm<sup>2</sup> (c) carregamento concentrado,  $PPR_e=0,7$ ,  $\omega_e=0,275$ ,  $f_{pe}=92,7$  kN/cm<sup>2</sup>.**

### 4.3 INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS EM $\Delta f_{ps}$ PARA O CASO ADERENTE

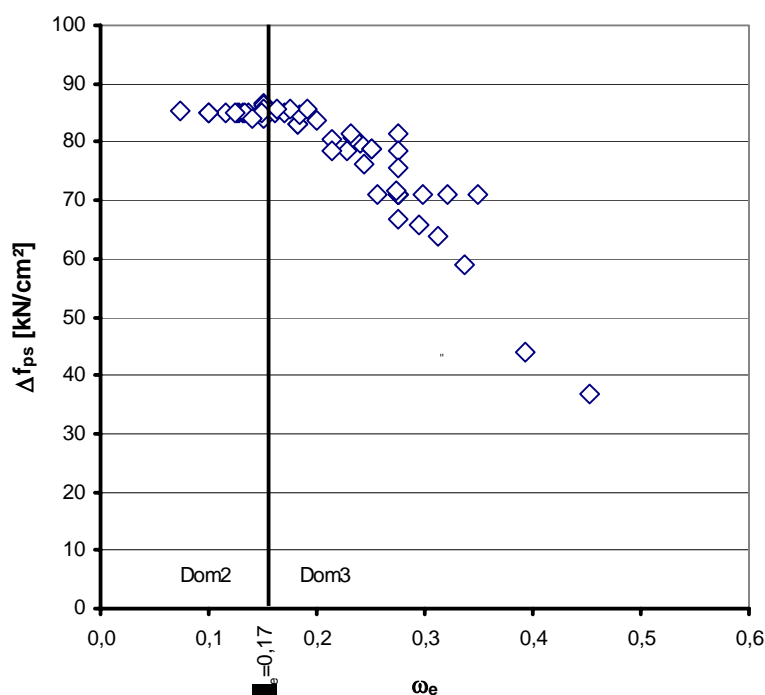
Para o caso aderente, os principais parâmetros que influenciam o incremento de tensão,  $\Delta f_{ps}$ , são a taxa de armadura,  $\omega_e$ , a tensão efetiva,  $f_{pe}$ , a altura útil de armadura passiva,  $d_s$  e o índice de protensão parcial,  $PPR_e$ . Os demais parâmetros internos de  $\omega_e$  não exercem influência isolada sob  $\Delta f_{ps}$ . Conforme dito anteriormente, os parâmetros globais da estrutura tipo de carregamento e índice de esbeltez à flexão não exercem influência em  $\Delta f_{ps}$ .

O parâmetro  $f_y$ , que fora visto como influente em  $\Delta f_{ps}$  na pesquisa de Voelcker (2004), não se mostrou influente para o caso aderente. Isto porque, no caso não aderente, segundo Voelcker (2004), menores valores da deformação de escoamento da armadura passiva ( $\epsilon_y$ ) resultam em menores deformações nas seções da região não plastificada, já que nestas não há incremento de deformação, desde o escoamento da armadura passiva até a ruptura. Ou seja, o parâmetro  $f_y$  atua de forma global, e não local. E, conforme já foi dito, parâmetros globais não influenciam o valor de  $\Delta f_{ps}$  no caso aderente.

Neste item serão abordados os parâmetros influentes no caso aderente e de que forma os mesmos afetam o incremento de tensão  $\Delta f_{ps}$ .

#### 4.3.1 Taxa Mecânica de Armadura $\omega_e$

De uma maneira geral, quanto maior a taxa mecânica efetiva de armadura  $\omega_e$ , mais baixas são as linhas neutras (maiores valores de  $x$ ) e menores são as curvaturas. Sabe-se que, quanto menor for a curvatura, menor será a deformação do concreto ao nível do perfil de protensão, conseqüentemente menor será o incremento de tensão,  $\Delta f_{ps}$ . No entanto, conforme já fora observado por Voelcker (2004) em sua pesquisa com protótipos não aderentes, existem dois comportamentos distintos do gráfico  $\omega_e \times \Delta f_{ps}$ . Para os protótipos que tem a ruptura ocasionada no domínio 2, observa-se uma constância nos resultados de incremento de tensão. Já para os protótipos que tem a ruptura ocasionada no domínio 3, o comportamento é aproximadamente linear decrescente. O mesmo pode ser observado para protótipos com protensão aderente. A Figura 4.7 ilustra este comportamento.



**Figura 4.7 – Resultados de  $\Delta f_{ps}$  para os dois domínios de deformações.**

O fato de existir aproximadamente um patamar nos protótipos com a ruptura ocasionada no domínio 2 deve-se ao produto  $\varphi(d_p-x)$ , conforme observado por Voelcker (2004). Sabe-se que a maior curvatura é aquela obtida no limite entre os domínios 2 e 3, pelo fato de se ter a maior deformação admissível para os materiais (0,35% para o concreto e 1% para o aço). Embora no domínio 2 tenham-se linhas neutras mais altas, ou seja, valores menores de  $x$ , em contrapartida as curvaturas aumentam a medida que se avança para o limite entre os domínios 2 e 3. Portanto, o produto  $\varphi(d_p-x)$ , que nada mais é do que a deformação do concreto ao nível do perfil de protensão, mantém essa constância.

#### 4.3.2 Tensão efetiva $f_{pe}$

Conforme se pode observar nas Figura 4.3(a), (b), (c) e (d), os maiores incrementos de tensão  $\Delta f_{ps}$  se dão nas menores tensões efetivas  $f_{pe}$ . Este comportamento deve-se a relação constitutiva do aço de protensão. Pelo fato de as tensões efetivas maiores estarem mais próximas do ponto da curva tensão  $\times$  deformação onde o módulo de elasticidade é reduzido, tem-se menores incrementos de tensão para um mesmo incremento de deformação.

A Tabela 4.5 abaixo mostra a diferença nos valores de  $\Delta f_{ps}$  para protótipos com  $PPR_e = 0,30$ ,  $\omega_e = 0,275$  e diferentes tensões efetivas  $f_{pe}$ .

**Tabela 4.5 – Valores de  $\Delta f_{ps}$  para protótipos com  $PPR_e = 0,30$ ,  $\omega_e = 0,275$   $f_{pe} = 92,7$ ;  $112,5$ ;  $132,3$  e  $152,0$  kN/cm<sup>2</sup>.**

Protótipo	$\Delta f_{ps}$ ( $f_{pe}=92,7$ )	$\Delta f_{ps}$ ( $f_{pe}=112,5$ )	$\Delta f_{ps}$ ( $f_{pe}=132,3$ )	$\Delta f_{ps}$ ( $f_{pe}=152$ )
0,30-0,275-REF	71,08	60,46	44,16	25,80
0,30-0,275-01	71,08	60,46	44,16	25,80
0,30-0,275-02	71,08	60,46	44,16	25,80
0,30-0,275-03	71,08	60,46	44,16	25,80
0,30-0,275-04	71,08	60,46	44,16	25,80
0,30-0,275-05	71,08	60,46	44,16	25,80
0,30-0,275-06	71,08	60,46	44,16	25,80
0,30-0,275-07	81,29	64,65	45,94	26,78
0,30-0,275-08	78,64	63,67	45,49	26,50
0,30-0,275-09	75,54	62,44	44,97	26,21
0,30-0,275-10	66,62	58,19	43,20	25,36
0,30-0,275-11*				
0,30-0,275-12	65,70	54,44	40,11	23,41
0,30-0,275-13	71,67	58,34	42,26	24,52
0,30-0,275-14	79,70	62,88	44,65	25,36
0,30-0,275-15	80,86	63,49	44,97	25,99
0,30-0,275-16	81,39	63,77	45,12	26,08
0,30-0,275-17*				
0,30-0,275-18	35,22	33,94	28,59	17,86
0,30-0,275-19	58,80	53,12	40,70	24,16
0,30-0,275-20	76,33	62,89	45,21	26,36
0,30-0,275-21	80,43	64,51	45,95	26,83
0,30-0,275-22	83,21	65,55	46,40	26,99
0,30-0,275-23	85,13	65,87	46,43	27,02
0,30-0,275-24	83,21	65,55	46,40	26,99
0,30-0,275-25	78,54	63,79	45,61	26,60
0,30-0,275-26	63,85	56,41	42,33	24,92
0,30-0,275-27	52,50	48,54	38,22	22,98
0,30-0,275-28*				
0,30-0,275-29	71,08	60,46	44,16	25,80
0,30-0,275-30	71,08	60,46	44,16	25,80
0,30-0,275-31	71,08	60,46	44,16	25,80
0,30-0,275-32	71,08	60,46	44,16	25,80

\* Protótipos com a ruptura ocasionada no Domínio 4

### 4.3.3 Altura útil da armadura $d_s$

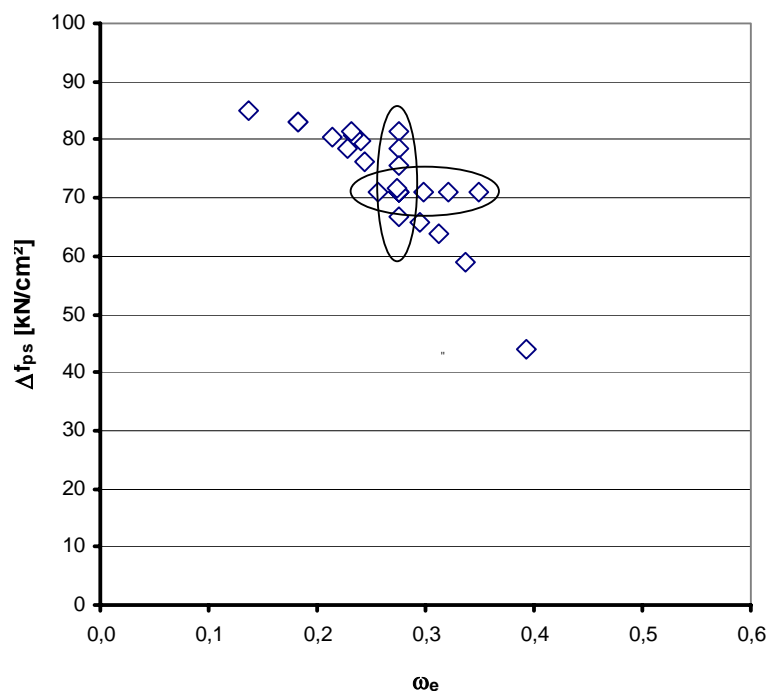
Variando-se a altura útil da armadura passiva e mantendo-se constante a taxa mecânica efetiva de armadura (sufixos 07 a 10), observa-se um decréscimo de  $\Delta f_{ps}$  com o aumento de  $d_s$ . Observa-se também linhas neutras mais baixas (valores de  $x$  maiores) com o aumento de  $d_s$ .

É razoável imaginar-se que valores menores de  $d_s$  levam a uma menor rigidez à flexão da seção transversal. Se a curvatura é inversamente proporcional à rigidez à flexão  $EI$ , então menores valores de  $d_s$  levam a maiores curvaturas, conseqüentemente a maiores valores de  $\Delta f_{ps}$ .

Já aumentando-se a altura útil da armadura passiva, conseqüentemente diminuindo-se o valor de  $\omega_e$  (sufixos 29 a 32), observa-se uma constância no valor de  $\Delta f_{ps}$  (observado no domínio 3). Nos protótipos deste subgrupo, observa-se os mesmos resultados tanto para o incremento de tensão, quanto para a linha neutra.

Na formulação apresentada para o cálculo analítico com aderência no domínio 3, o valor de  $d_s$  não é influente em  $\Delta f_{ps}$ , pois o limite de deformação está no concreto e não na armadura passiva. Observa-se também numericamente nesses casos que o parâmetro  $d_s$  não é influente em  $\Delta f_{ps}$ . Evidentemente que valores menores de  $d_s$  levam, no entanto, a menores valores de momento resistente  $M_{res}$ .

No gráfico  $\omega_e \times \Delta f_{ps}$  da Figura 4.8 pode-se observar este comportamento. Os pontos marcados na vertical referem-se aos protótipos onde variou-se  $d_s$  e manteve-se constante  $\omega_e$ . Os pontos marcados na horizontal referem-se aos protótipos onde variou-se  $d_s$  e conseqüentemente  $\omega_e$ .



**Figura 4.8 – Gráfico  $\omega_e \times \Delta f_{ps}$  para protótipos 0,30-0,275-92,7 – influência do parâmetro  $d_s$ .**

#### 4.3.4 Índice de Protensão Parcial $PPR_e$

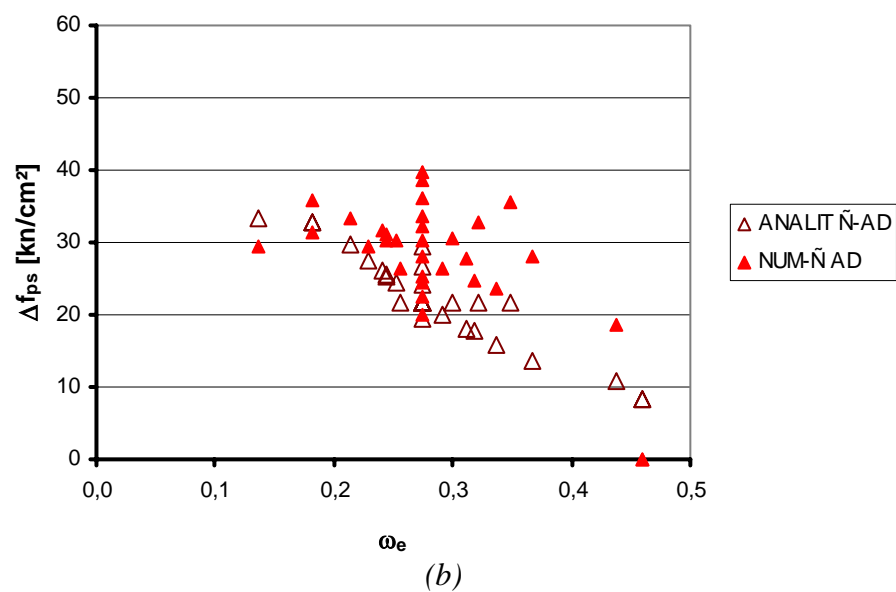
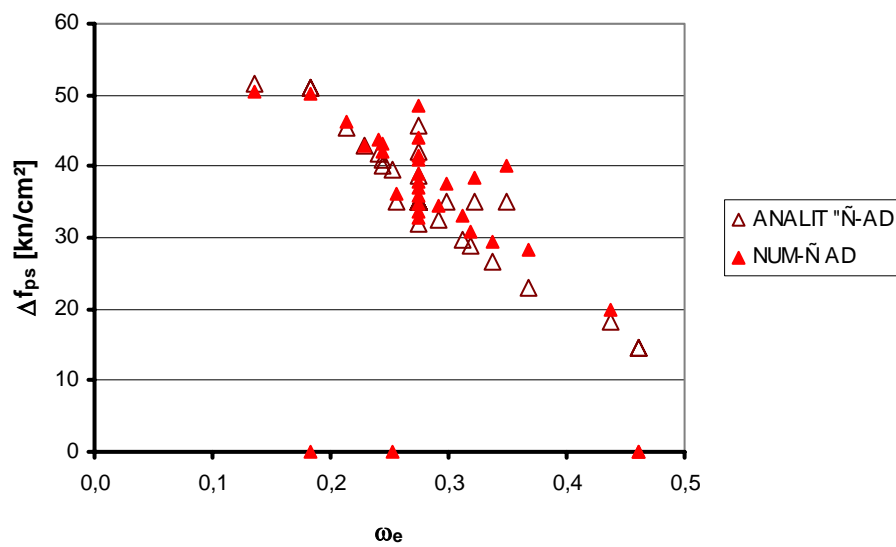
Foi observado que, para uma mesma taxa de armadura, diminuindo-se o índice de protensão parcial, o incremento de tensão  $\Delta f_{ps}$  aumenta. Na Tabela 4.6 observam-se os resultados de protótipos do grupo 01 (sufixos 01 a 06) e protótipo de referência com taxa de armadura  $\omega_e = 0,275$ , tensão efetiva  $f_{pe} = 92,7$  kN/cm<sup>2</sup> e índices de protensão parcial 0,30 e 0,70. Pode-se observar os maiores incrementos de tensão nos protótipos com  $PPR_e = 0,30$ .

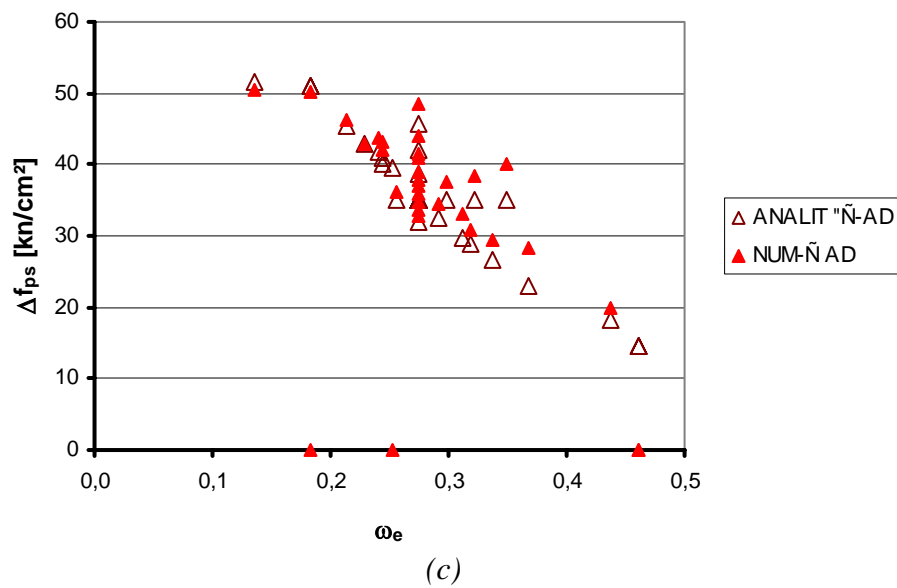
**Tabela 4.6 – Comparação de valores de  $\Delta f_{ps}$  para protótipos com  $\omega_e = 0,275$ ,  $f_{pe} = 132,3$  kN/cm<sup>2</sup> e  $PPR_e = 0,30$  e  $0,70$ .**

Protótipo	$PPR_e = 0,30$		$PPR_e = 0,70$	
	$\Delta f_{ps}$	$f_{ps}$	$\Delta f_{ps}$	$f_{ps}$
<i>PPRe</i> -0,275-92,7-REF	70,0	162,7	61,2	153,9
<i>PPRe</i> -0,275-92,7-01	69,6	162,3	60,9	153,6
<i>PPRe</i> -0,275-92,7-02	68,9	161,6	60,6	153,3
<i>PPRe</i> -0,275-92,7-03	69,6	162,3	61,4	154,1
<i>PPRe</i> -0,275-92,7-04	70,0	162,7	61,0	153,7
<i>PPRe</i> -0,275-92,7-05	69,5	162,2	60,6	153,3
<i>PPRe</i> -0,275-92,7-06	69,7	162,4	62,9	155,6

## 4.4 RESULTADOS INICIAIS DA METODOLOGIA PROPOSTA

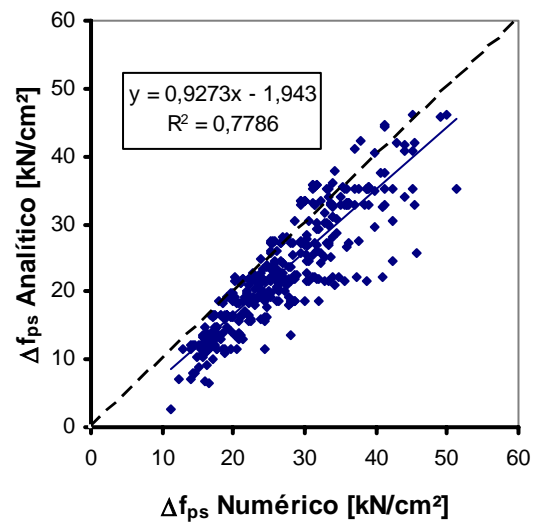
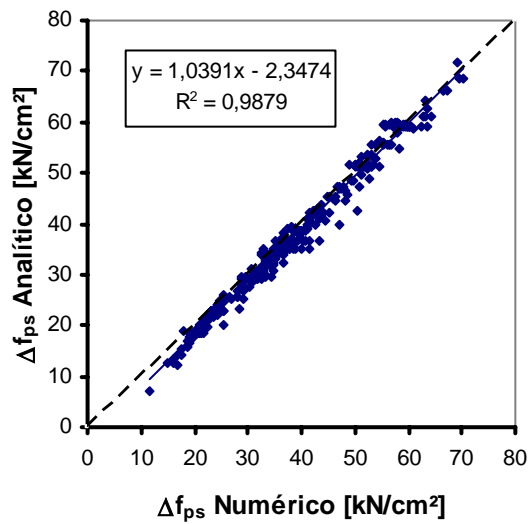
Os resultados obtidos pela abordagem inicial da metodologia proposta, baseada na consideração da região plastificada  $L_f$  acrescida da parcela  $d_p$  oriunda do esforço cortante, mostraram-se bons para o carregamento nos terços, mas não tão bons para carregamentos distribuído e concentrado. Os gráficos das Figura 4.9(a), (b) e (c) ilustram os resultados obtidos analiticamente pela metodologia proposta e os resultados obtidos numericamente por Voelcker (2004).



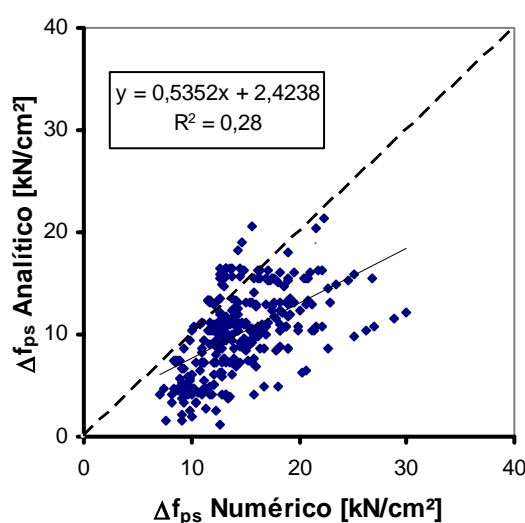


**Figura 4.9 – Resultados iniciais da metodologia proposta para protótipos 0,30-0,275-112,5,  $L/d_p = 21,7$  e carregamento (a) nos terços médios; (b) distribuído; (c) concentrado.**

Nas Figura 4.10(a), (b) e (c) abaixo, estão reunidos os resultados analíticos e numéricos para os três tipos de carregamento estudados, e esbeltez à flexão 21,7.





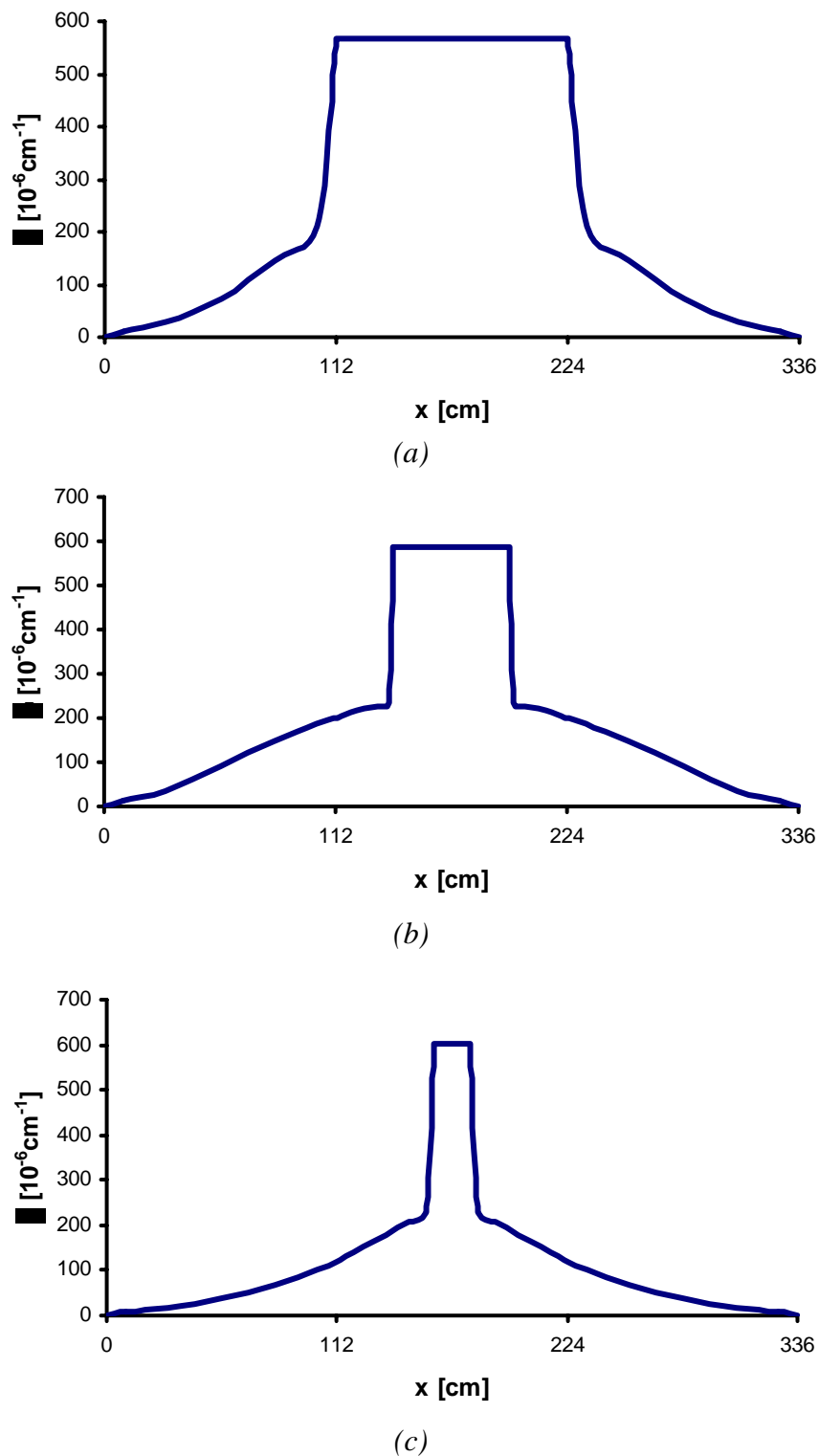


(c)

**Figura 4.10 – Comparação numérico x analítico (metodologia proposta, abordagem inicial) para protótipos com  $L/d_p = 21,7$  e carregamentos (a) nos terços médios; (b) distribuído; (c) concentrado.**

A boa aproximação dos pontos em torno da reta de correlação perfeita para o carregamento nos terços não se observa para os outros carregamentos. A correlação é ainda mais fraca no caso de carregamento concentrado em comparação ao carregamento distribuído. O que acontece é que a metodologia estudada utiliza apenas o trecho considerado como plastificado como sendo contribuinte para as deformações ao nível do perfil de protensão. O que implica que todas as outras deformações que decorrem fora do referido trecho estão sendo negligenciadas. Para o caso de carregamento nos terços esta hipótese é razoável, uma vez que o comprimento de plastificação é consideravelmente grande em relação ao vão e as deformações que ocorrem ao nível do perfil de protensão do elemento concentram-se basicamente nesta região. Já para os outros tipos de carregamento, como a região de plastificação é menor com relação ao vão, as deformações que ocorrem fora da mesma devem ser levadas em consideração, como será visto mais adiante.

Uma boa maneira de se observar a distribuição de deformações ao longo do elemento é pela análise das curvaturas na ruptura. Com a saída de resultados do modelo numérico é possível que seja plotada esta distribuição de curvaturas, como mostra a Figura 4.11.



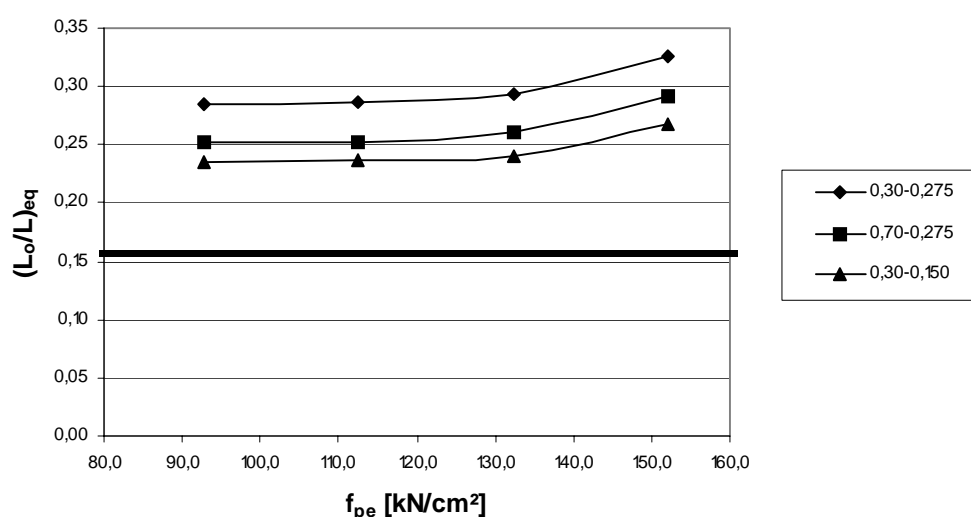
**Figura 4.11 – Distribuição de curvaturas para carregamento (a) nos terços médios; (b) distribuído; (c) concentrado.**

Analisando-se a distribuição de curvaturas mostradas acima, torna-se claro que não se deve negligenciar as deformações que ocorrem fora da região plastificada, principalmente nos

casos de carregamento concentrado e distribuído. A extensão da dita região pode ser visualizada pelo pico do gráfico.

#### 4.5 RESULTADOS DA METODOLOGIA PROPOSTA RE-AFERIDOS

Pelo ajuste de um *comprimento de plastificação equivalente*, foram apontados como fatores influentes nas deformações fora da região plastificada a deformação de escoamento da armadura passiva  $\varepsilon_y$ , a deformação efetiva de protensão  $\varepsilon_{pe}$ , a taxa mecânica de armadura  $\omega_e$  e o índice de protensão parcial  $PPR_e$ . A Figura 4.12 abaixo mostra a influência de alguns parâmetros sobre a região de plastificação equivalente.



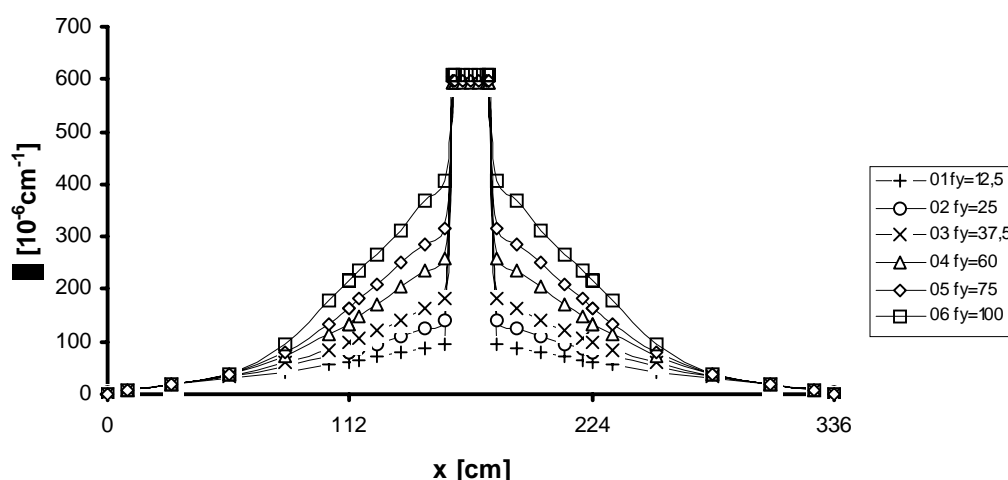
**Figura 4.12 - Gráfico  $f_{pe}$  x  $(L_o/L)_{eq}$ .**

Na figura acima, a linha horizontal mais espessa indica qual seria a relação  $L_o/L$  de carregamento distribuído sem se considerar deformações fora da região de plastificação. As curvas acima indicam resultados aferidos para diferentes índices de protensão e taxa de armadura. O gráfico ponto-losângo refere-se a um índice  $PPR_e=0,30$  e taxa de  $\omega_e = 0,275$ . O gráfico ponto-quadrado refere-se a um índice  $PPR_e=0,70$  e taxa de  $\omega_e = 0,275$ . Por fim, o gráfico ponto-triângulo refere-se a um índice  $PPR_e=0,30$  e taxa de  $\omega_e = 0,150$ .

Observando-se as curvas da Figura 4.12, se pode inferir algumas conclusões. O valor da proporção do comprimento de plastificação equivalente em relação ao vão  $(L_o/L)_{eq}$  aumenta

com a tensão efetiva, conseqüentemente com a deformação efetiva. Comparando-se a curva ponto-losângo com ponto-triângulo observa-se que com o aumento da taxa de armadura  $\omega_e$  tem-se maiores valores de  $(L_o/L)_{eq}$ . Comparando-se a curva ponto-losângo com ponto-quadrado observa-se que com o aumento do índice  $PPR_e$  tem-se menores valores de  $(L_o/L)_{eq}$ .

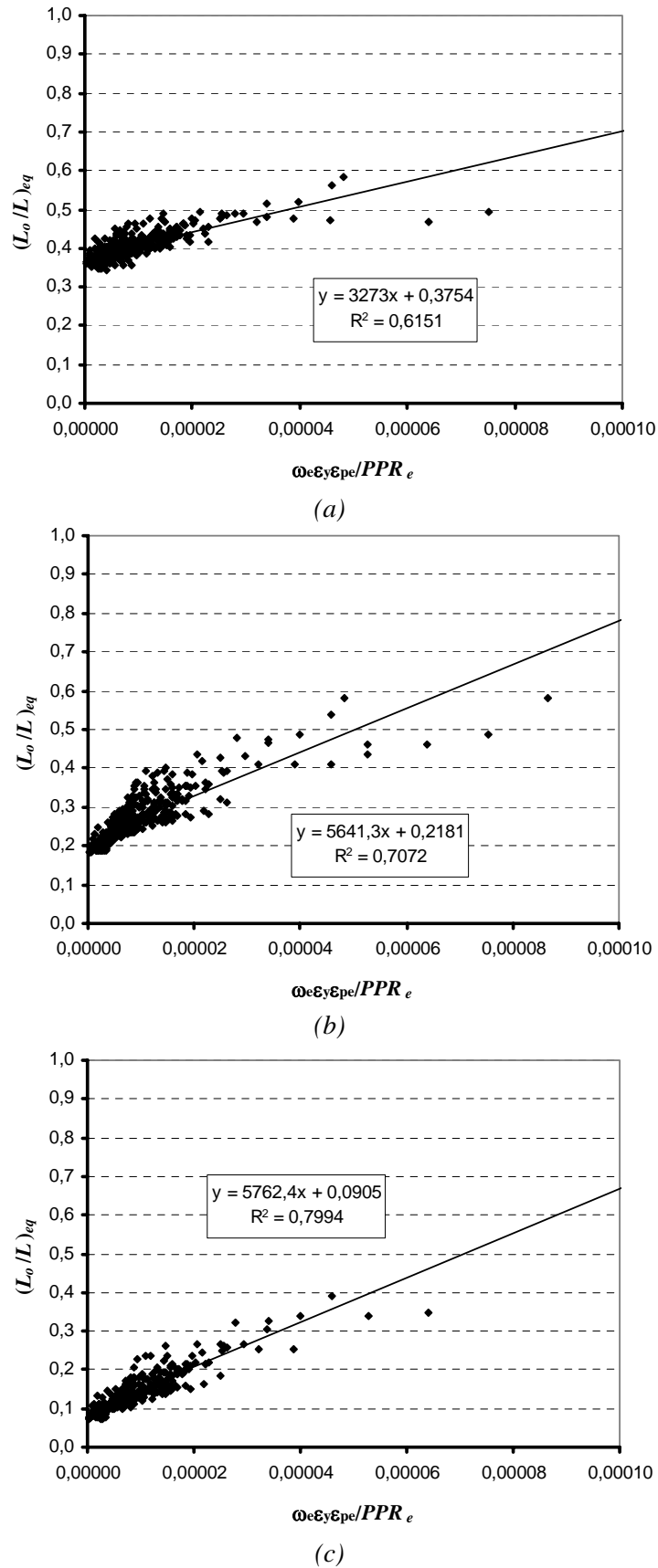
A Figura 4.13 abaixo mostra a influência da tensão de escoamento, conseqüentemente da deformação de escoamento da armadura passiva na distribuição de curvaturas.



**Figura 4.13 - Distribuição de curvaturas para diferentes tensões de escoamento da armadura passiva.**

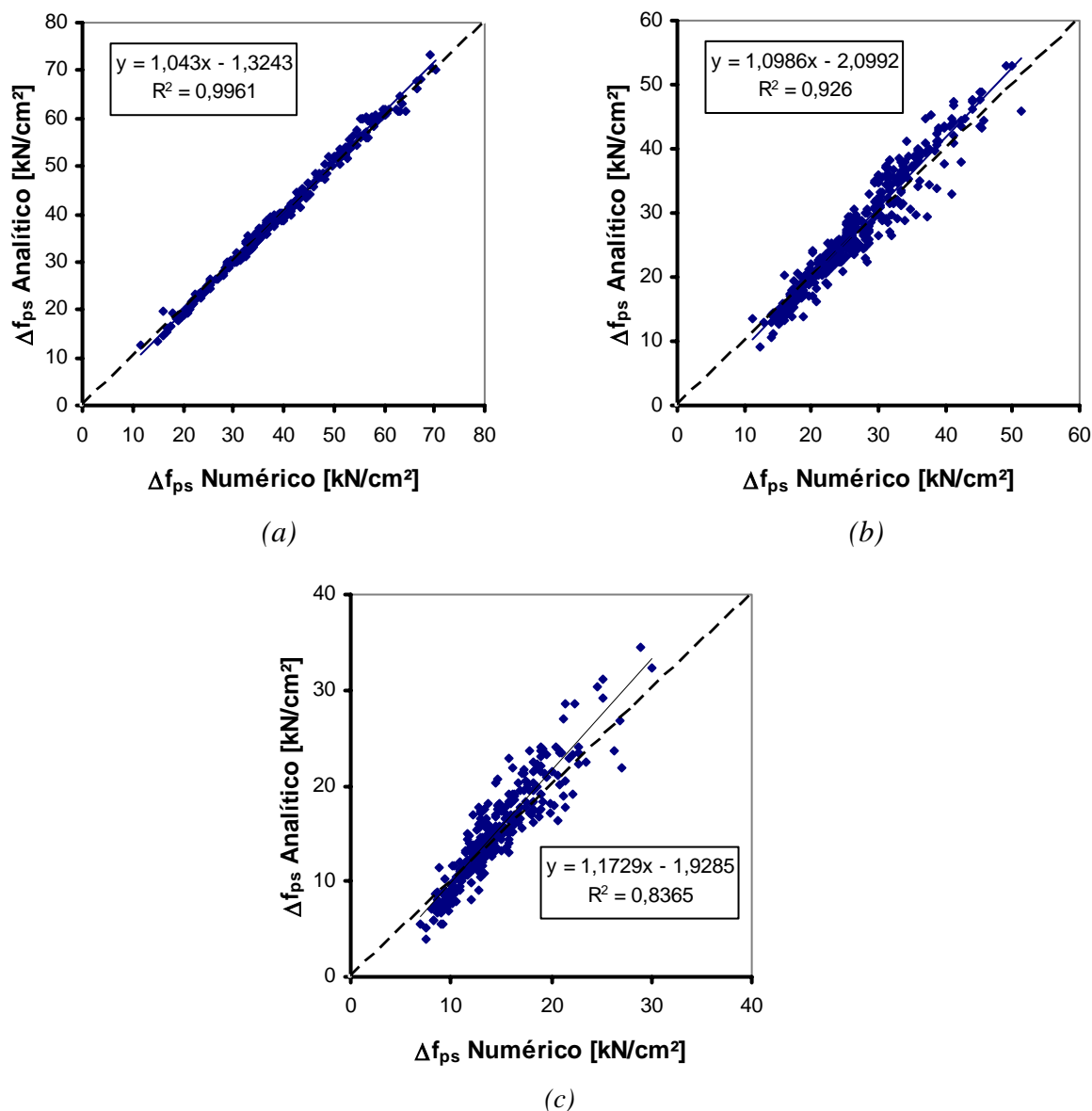
As diferentes curvas acima se referem a protótipos com mesma taxa de armadura, índice de protensão, tensão efetiva e tipo de carregamento, porém com valores distintos de tensão de escoamento da armadura passiva e área de armadura passiva. Da curva 01 a 06 têm-se tensões de escoamento variando de 12,5 kN/cm<sup>2</sup> a 100 kN/cm<sup>2</sup> respectivamente. Pode-se observar que quanto maior a tensão (deformação) de escoamento da armadura passiva, maiores são as deformações fora da região plastificada, conseqüentemente maior  $(L_o/L)_{eq}$ .

Foram feitas, então, regressões de  $(L_o/L)_{eq}$  que abrangessem as variáveis mais influentes acima citadas. Pela Figura 4.14 abaixo, indicam-se as regressões para os diferentes tipos de carregamento, onde no eixo das ordenadas tem-se a proporção do comprimento de plastificação equivalente  $(L_o/L)_{eq}$  e no eixo das abscissas um parâmetro que tem como fatores as variáveis que mais influem em  $(L_o/L)_{eq}$ .



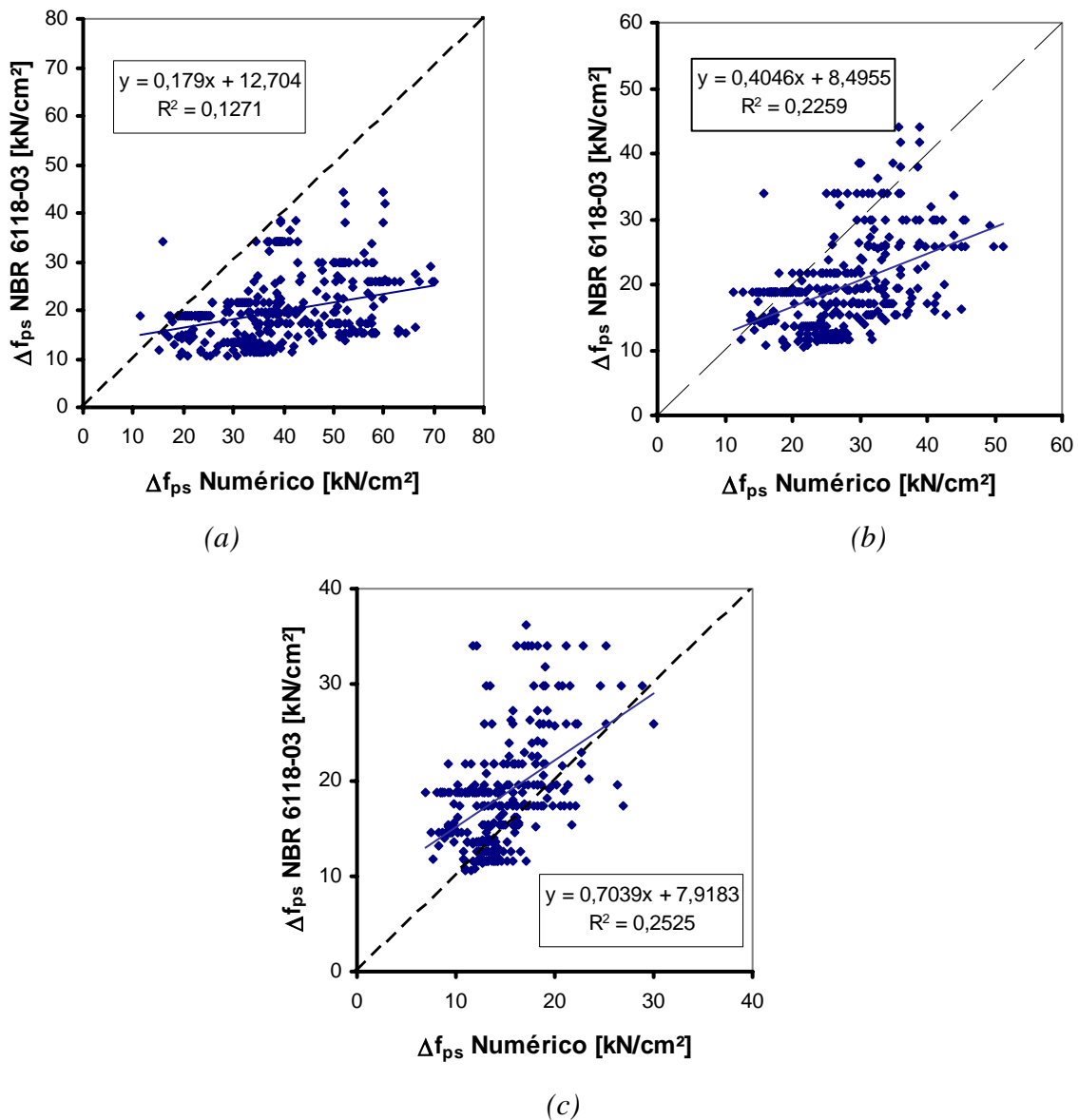
**Figura 4.14 - Avaliação do comprimento de plastificação equivalente – (a) carregamento nos terços; (b) carregamento distribuído e (c) carregamento concentrado.**

Com as expressões de regressão tomadas acima para o *comprimento de plastificação equivalente*, foram re-avaliados os mesmos protótipos estudados inicialmente. Os novos gráficos de comparação indicam agora uma melhor correlação não só para carregamento nos terços como também para os outros tipos de carregamento.



**Figura 4.15 - Gráficos comparativos de resultados numérico x metodologia com aferição de  $L_o/L$  – (a) carregamento nos terços, (b) carregamento distribuído e (c) carregamento concentrado.**

Estes mesmos protótipos analisados na pesquisa e graficados na Figura 4.15, analisados pelas expressões da NBR 6118-03, apresentam os resultados expostos na Figura 4.16.

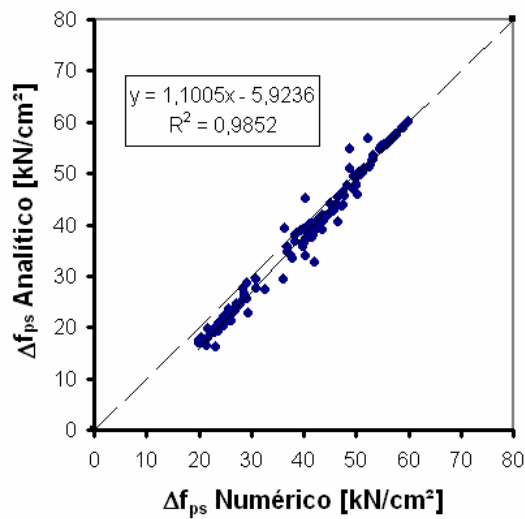


**Figura 4.16 – Gráficos comparativos de resultados numérico x NBR 6118-03. (a) carregamento nos terços, (b) carregamento distribuído e (c) carregamento concentrado.**

Podem ser vistos nos gráficos da Figura 4.16, que são os resultados obtidos com a formulação da NBR 6118-03, uma maior dispersão em comparação com os gráficos da metodologia proposta ilustrados na figura Figura 4.15. Observa-se inclusive resultados contrários à segurança pela formulação da NBR 6118-03 para protótipos com carregamento concentrado.

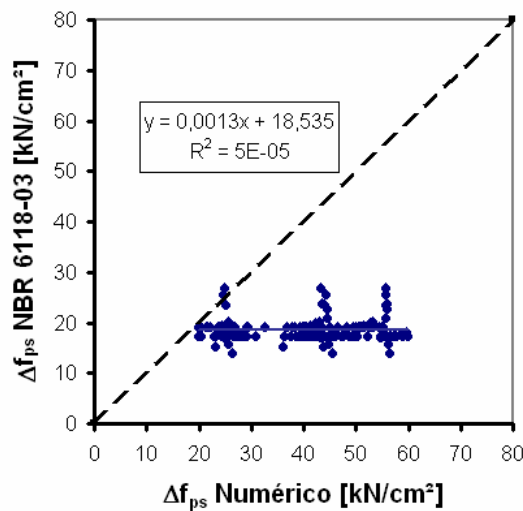
#### 4.6 RESULTADOS OBTIDOS PARA OS PROTÓTIPOS A E B

A fim de validar a metodologia apresentada, foram analisados numericamente outros dois protótipos A e B, já descritos no capítulo anterior. Na Figura 4.17 abaixo, estão plotados os resultados dos protótipos A e B para os três tipos de carregamento estudados e tensão efetiva  $f_{pe} = 112,5 \text{ kN/cm}^2$ . Pode-se observar que os resultados obtidos apresentam uma boa correlação entre analítico e numérico.



**Figura 4.17 – Comparação numérico x analítico para os protótipos A e B.**

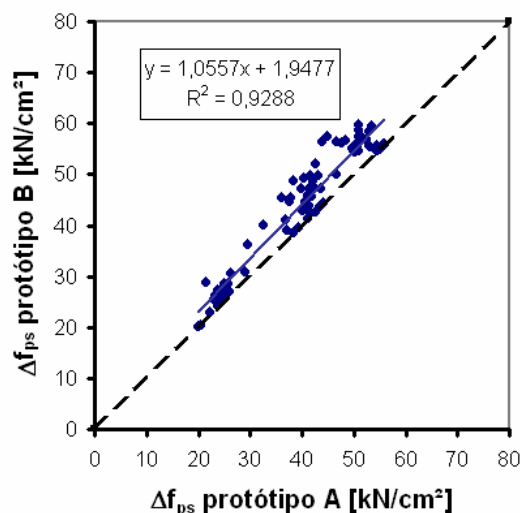
Analisando-se os protótipos A e B com as expressões da NBR 6118-03 tem-se o seguinte gráfico de correlação:



**Figura 4.18 - Comparação numérico x NBR 6118-03 para os protótipos A e B.**



Propositadamente, foram tomadas seções com as mesmas dimensões para os protótipos A e B, com a diferença de o protótipo B possuir uma mesa colaborante (seção “T”). Para estes, foi observado um incremento de tensão maior em relação aos mesmos protótipos de seção retangular (protótipos A). Pela Figura 4.19, observa-se a comparação entre ambos.



**Figura 4.19 – Comparação de resultados entre os protótipos A e B.**

Este fenômeno é facilmente compreendido, uma vez que os protótipos B têm uma resultante de compressão mais elevada na seção transversal, portanto apresentando menores valores de  $x$ . Enquanto a maioria dos protótipos A apresentou a ruptura no domínio 3 de deformações, todos os protótipos B apresentaram a ruptura no domínio 2.

#### 4.7 RESULTADOS OBTIDOS DE TRABALHOS EXPERIMENTAIS

Neste item serão apresentados os resultados obtidos pela metodologia proposta para os protótipos ensaiados experimentalmente por Tam & Pannell (1976), Cooke et al (1981), Tao & Du (1985) e Chakrabarti (1995). Também serão apresentados os resultados obtidos pela formulação da NBR 6118-03.

## 4.7.1 Protótipos de Tam &amp; Pannell (1976)

Na Tabela 4.7 abaixo estão reunidos os resultados obtidos das análises através da metodologia proposta para os protótipos de Tam & Pannell (1976). Estão tabelados os resultados obtidos com a metodologia considerando-se a região plastificada acrescida de  $d_p$  (abordagem inicial) e também os resultados obtidos com a expressão aferida para  $L_o/L$  para carregamento concentrado. O valor da relação entre a região plastificada e o vão  $f$  para carregamento concentrado adotado nas análises pela abordagem inicial foi de 20.

**Tabela 4.7 – Resultados para os protótipos de Tam & Pannell (1976).**

Protótipo	Experim (1)		Abord Inicial (2)		Afer de $L_o/L$ (3)		$f_{ps}$		$\Delta f_{ps}$	
	$\Delta f_{ps}$	$f_{ps}$	$\Delta f_{ps}$	$f_{ps}$	$\Delta f_{ps}$	$f_{ps}$	(2)/(1)	(3)/(1)	(2)/(1)	(3)/(1)
B1	18,4	96,2	15,9	93,7	15,0	92,8	0,97	0,96	0,86	0,81
B2	15,1	89,8	14,4	89,1	16,7	91,4	0,99	1,02	0,95	1,11
B3	16,9	104,6	11,6	99,3	13,6	101,3	0,95	0,97	0,69	0,81
B4	10,6	97,0	10,4	96,8	13,7	100,1	1,00	1,03	0,99	1,29
B5	12,5	107,2	9,5	104,2	12,3	107,0	0,97	1,00	0,76	0,99
B6	9,2	94,5	9,1	94,4	11,9	97,2	1,00	1,03	0,99	1,30
B7	8,2	86,0	9,7	87,5	13,6	91,4	1,02	1,06	1,18	1,66
B8	7,7	73,3	8,9	74,5	13,3	78,9	1,02	1,08	1,16	1,74

Pela metodologia inicial, a média e o desvio padrão para a relação com o resultado experimental de  $f_{ps}$  foram, respectivamente 0,990 e 0,024. Para  $\Delta f_{ps}$ , a média e o desvio foram, respectivamente 0,947 e 0,176.

Com as expressões aferidas para  $L_o/L$ , a média e o desvio padrão para a relação com o resultado experimental  $f_{ps}$  foram, respectivamente 1,019 e 0,041. Para  $\Delta f_{ps}$ , a média e o desvio foram, respectivamente 1,214 e 0,355.

Pelas expressões da NBR 6118-03, tem-se para a média e o desvio padrão da relação com o resultado experimental em  $f_{ps}$  de 1,024 e 0,023 respectivamente. Para  $\Delta f_{ps}$ , a média e o desvio foram, respectivamente 1,224 e 0,211.

### 4.7.2 Protótipos de Cooke et al (1981)

Na Tabela 4.8 abaixo estão reunidos os resultados obtidos das análises através da metodologia proposta para os protótipos de Cooke et al (1981). Estão tabelados os resultados obtidos com a metodologia considerando-se a região plastificada acrescida de  $d_p$  (abordagem inicial) e também os resultados obtidos com a expressão aferida para  $L_o/L$  para carregamento nos terços médios. O valor da relação entre a região plastificada e o vão  $f$  para carregamento nos terços adotado nas análises pela abordagem inicial foi de 3.

**Tabela 4.8 – Resultados para os protótipos de Cooke et al (1981).**

Protótipo	Experim (1)		Abord Inicial (2)		Afer de $L_o/L$ (3)		$f_{ps}$		$\Delta f_{ps}$	
	$\Delta f_{ps}$	$f_{ps}$	$\Delta f_{ps}$	$f_{ps}$	$\Delta f_{ps}$	$f_{ps}$	(2)/(1)	(3)/(1)	(2)/(1)	(3)/(1)
1	18,8	135,1	29,0	145,3	30,3	146,6	1,08	1,09	1,54	1,61
2	22,0	136,5	44,0	158,5	45,2	159,7	1,16	1,17	2,00	2,05
4	21,3	137,6	33,3	149,6	34,1	150,4	1,09	1,09	1,56	1,60
5	28,8	144,2	43,8	159,2	44,5	159,9	1,10	1,11	1,52	1,54
7	25,4	141,8	31,0	147,4	30,9	147,3	1,04	1,04	1,22	1,22
8	31,9	148,7	43,8	160,6	43,4	160,2	1,08	1,08	1,37	1,36

Pela metodologia inicial, a média e o desvio padrão para a relação com o resultado experimental de  $f_{ps}$  foram, respectivamente 1,091 e 0,040. Para  $\Delta f_{ps}$ , a média e o desvio foram, respectivamente 1,536 e 0,262.

Com as expressões aferidas para  $L_o/L$ , a média e o desvio padrão para a relação com o resultado experimental  $f_{ps}$  foram, respectivamente 1,096 e 0,043. Para  $\Delta f_{ps}$ , a média e o desvio foram, respectivamente 1,565 e 0,284.

Pelas expressões da NBR 6118-03, tem-se para a média e o desvio padrão da relação com o resultado experimental em  $f_{ps}$  de 0,903 e 0,042 respectivamente. Para  $\Delta f_{ps}$ , a média e o desvio foram, respectivamente 0,458 e 0,170.

### 4.7.3 Protótipos de Tao & Du (1985)

Na Tabela 4.9 abaixo, estão reunidos os resultados obtidos das análises através da metodologia proposta para os protótipos de Tao & Du (1985). Estão tabelados os resultados

obtidos com a metodologia considerando-se a região plastificada acrescida de  $d_p$  (abordagem inicial) e também os resultados obtidos com a expressão aferida para  $L_o/L$  para carregamento nos terços. O valor da relação entre a região plastificada e o vão  $f$  para carregamento nos terços adotado nas análises pela abordagem inicial foi de 3.

**Tabela 4.9 – Resultados para os protótipos de Tao & Du (1985).**

Protótipo	Experim (1)		Abord Inicial (2)		Afer de $L_o/L$ (3)		$f_{ps}$		$\Delta f_{ps}$	
	$\Delta f_{ps}$	$f_{ps}$	$\Delta f_{ps}$	$f_{ps}$	$\Delta f_{ps}$	$f_{ps}$	(2)/(1)	(3)/(1)	(2)/(1)	(3)/(1)
TD-A1	49,8	145,8	40,8	136,8	40,3	136,3	0,94	0,93	0,82	0,81
TD-A2	52,6	143,0	44,0	134,4	43,8	134,2	0,94	0,94	0,84	0,83
TD-A3	35,6	117,6	41,7	123,7	41,7	123,7	1,05	1,05	1,17	1,17
TD-A4	59,6	146,5	46,2	133,1	46,0	132,9	0,91	0,91	0,78	0,77
TD-A5	50,5	131,5	49,0	130,0	49,1	130,1	0,99	0,99	0,97	0,97
TD-A6	20,9	106,3	30,7	116,1	31,1	116,5	1,09	1,10	1,47	1,49
TD-A7	55,1	143,6	45,0	133,5	45,5	134,0	0,93	0,93	0,82	0,83
TD-A8	39,6	129,0	44,1	133,5	45,0	134,4	1,04	1,04	1,11	1,14
TD-A9	18,8	110,8	19,8	111,8	20,8	112,8	1,01	1,02	1,05	1,10
TD-B1	63,7	164,5	52,2	153,0	51,5	152,3	0,93	0,93	0,82	0,81
TD-B2	57,7	156,4	53,2	151,9	52,7	151,4	0,97	0,97	0,92	0,91
TD-B3	39,8	136,1	54,0	150,3	53,8	150,1	1,10	1,10	1,36	1,35
TD-B4			50,3	154,3	49,9	153,9				
TD-B5	53,1	152,0	52,8	151,7	52,7	151,6	1,00	1,00	0,99	0,99
TD-B6	40,0	140,2	47,4	147,6	47,7	147,9	1,05	1,05	1,19	1,19
TD-B7	60,1	160,3	52,3	152,5	52,3	152,5	0,95	0,95	0,87	0,87
TD-B8			51,9	152,1	52,5	152,7				
TD-B9	29,6	134,6	43,2	148,2	44,4	149,4	1,10	1,11	1,46	1,50
TD-C1	49,1	139,6	44,2	134,7	43,8	134,3	0,96	0,96	0,90	0,89
TD-C3	40,6	123,1	42,8	125,3	42,8	125,3	1,02	1,02	1,05	1,06
TD-C7	45,6	141,1	40,7	136,2	41,6	137,1	0,97	0,97	0,89	0,91
TD-C9	20,6	110,9	14,7	105,0	16,4	106,7	0,95	0,96	0,72	0,80

Pela metodologia inicial, a média e o desvio padrão para a relação com o resultado experimental de  $f_{ps}$  foram, respectivamente 0,995 e 0,061. Para  $\Delta f_{ps}$ , a média e o desvio foram, respectivamente 1,010 e 0,222.

Com as expressões aferidas para  $L_o/L$ , a média e o desvio padrão para a relação com o resultado experimental  $f_{ps}$  foram, respectivamente 0,997 e 0,062. Para  $\Delta f_{ps}$ , a média e o desvio foram, respectivamente 1,020 e 0,226.

Pelas expressões da NBR 6118-03, tem-se para a média e o desvio padrão da relação com o resultado experimental em  $f_{ps}$  de 0,855 e 0,070 respectivamente. Para  $\Delta f_{ps}$ , a média e o desvio foram, respectivamente 0,557 e 0,166.

## 4.7.4 Protótipos de Chakrabarti (1995)

Na Tabela 4.10 abaixo, estão reunidos os resultados obtidos das análises através da metodologia proposta para os protótipos de Chakrabarti (1995). Nos protótipos de Chakrabarti (1995), a distância entre as cargas  $L/f$  era tal que  $f = 3,83$ . Sendo este um valor intermediário entre o valor de  $f$  para os terços (3) e para o carregamento distribuído (6), os coeficientes angulares e lineares para a expressão  $(L_o/L)_{eq}$  foram, então, interpolados. Estão tabelados os resultados obtidos com a metodologia considerando-se a região plastificada acrescida de  $d_p$  (abordagem inicial) e também os resultados obtidos com a expressão aferida para  $L_o/L$  com coeficientes interpolados.

Tabela 4.10 – Resultados para os protótipos de Chakrabarti (1995).

Protótipo	Experim (1)		Abord Inicial (2)		Afer de $L_o/L$ (3)		$f_{ns}$		$\Delta f_{ns}$	
	$\Delta f_{ns}$	$f_{ns}$	$\Delta f_{ns}$	$f_{ns}$	$\Delta f_{ns}$	$f_{ns}$	(2)/(1)	(3)/(1)	(2)/(1)	(3)/(1)
A1	41,4	148,2	44,3	151,2	47,2	154,1	1,02	1,04	1,07	1,14
A2	44,1	148,9	44,4	149,2	47,8	152,6	1,00	1,02	1,01	1,08
A3	49,6	156,5	43,8	150,7	47,8	154,6	0,96	0,99	0,88	0,96
B1	26,2	129,6	44,4	147,8	47,7	151,1	1,14	1,17	1,69	1,82
B2	53,8	153,1	45,0	144,2	49,0	148,3	0,94	0,97	0,84	0,91
B3	37,9	148,9	39,5	150,5	44,2	155,2	1,01	1,04	1,04	1,17
C2	20,7	114,5	35,1	128,9	38,3	132,0	1,13	1,15	1,70	1,85
C3	30,0	140,0	20,9	131,0	25,2	135,2	0,94	0,97	0,70	0,84
PPT9A	29,7	154,2	41,5	166,0	43,0	167,5	1,08	1,09	1,40	1,45
PPT9B	39,2	163,7	41,5	166,0	43,2	167,6	1,01	1,02	1,06	1,10
PPT9C	58,1	168,0	48,8	158,7	52,4	162,3	0,94	0,97	0,84	0,90
PPT9D	51,6	161,2	48,8	158,4	54,3	164,0	0,98	1,02	0,95	1,05
PPT5A	42,7	162,0	44,4	163,7	46,6	165,9	1,01	1,02	1,04	1,09
PPT5B	44,5	161,8	45,3	162,6	49,5	166,8	1,01	1,03	1,02	1,11
PPR9A	44,8	160,2	40,5	156,0	44,5	160,0	0,97	1,00	0,91	1,00
PPR9B	39,2	156,5	39,7	157,0	43,7	161,0	1,00	1,03	1,01	1,11
K11	23,4	152,4	38,1	167,0	42,3	171,2	1,10	1,12	1,63	1,80
K12	20,0	150,3	26,9	157,2	33,0	163,3	1,05	1,09	1,34	1,65
K13	35,9	168,2	29,3	161,7	34,8	167,2	0,96	0,99	0,82	0,97
K21	35,2	164,1	38,5	167,4	42,3	171,2	1,02	1,04	1,09	1,20
K22	51,0	179,3	39,0	167,3	42,7	171,0	0,93	0,95	0,77	0,84
K23	37,9	168,2	38,1	168,4	41,4	171,7	1,00	1,02	1,01	1,09
K31	15,9	141,4	40,6	166,1	44,5	170,0	1,17	1,20	2,56	2,80
K32	21,4	151,7	37,7	168,1	41,0	171,3	1,11	1,13	1,77	1,92
K33	16,5	146,2	38,6	168,2	41,4	171,1	1,15	1,17	2,33	2,50
E11	67,1	143,9	48,4	125,3	53,1	129,9	0,87	0,90	0,72	0,79
E21	38,4	115,7	49,4	126,7	53,2	130,5	1,10	1,13	1,29	1,38
E12	62,3	151,5	47,1	136,3	51,5	140,7	0,90	0,93	0,76	0,83
E22	26,4	126,5	46,0	146,2	49,2	149,4	1,16	1,18	1,74	1,86
E13	54,6	167,8	41,4	154,6	44,8	158,1	0,92	0,94	0,76	0,82
E23	43,2	157,7	41,7	156,2	44,3	158,8	0,99	1,01	0,97	1,03
E13	48,8	181,1	32,7	164,9	35,1	167,3	0,91	0,92	0,67	0,72
E23	44,9	171,3	36,3	162,8	38,4	164,9	0,95	0,96	0,81	0,86

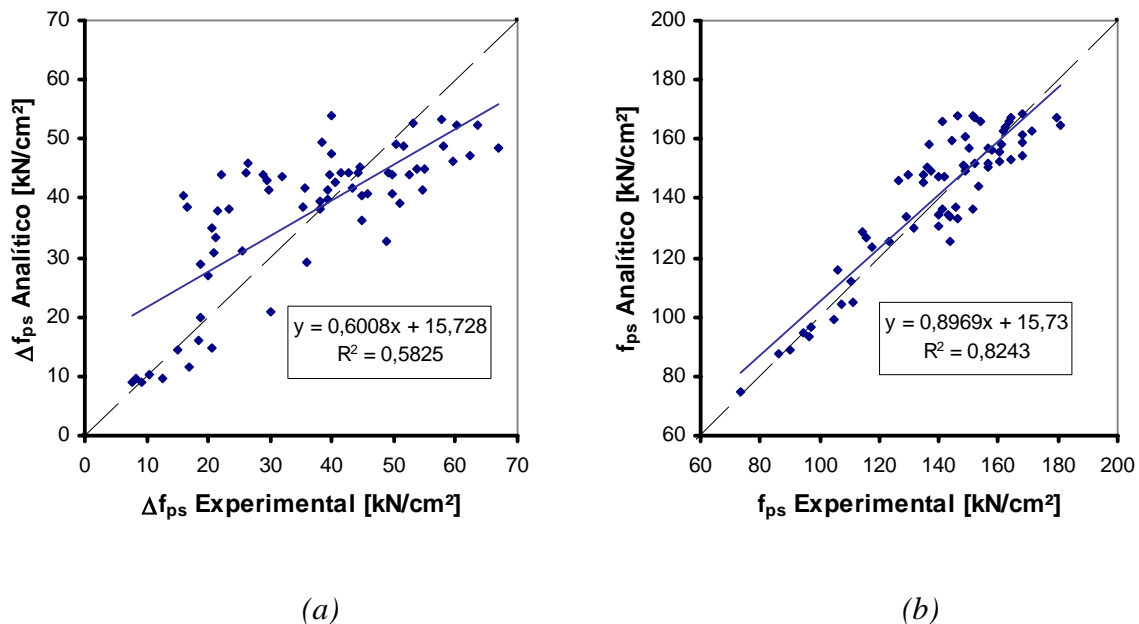
Pela metodologia inicial, a média e o desvio padrão para a relação com o resultado experimental de  $f_{ps}$  foram, respectivamente 1,010 e 0,080. Para  $\Delta f_{ps}$ , a média e o desvio foram, respectivamente 1,160 e 0,460.

Com as expressões aferidas para  $L_o/L$ , a média e o desvio padrão para a relação com o resultado experimental  $f_{ps}$  foram, respectivamente 1,040 e 0,080. Para  $\Delta f_{ps}$ , a média e o desvio foram, respectivamente 1,260 e 0,500.

Pelas expressões da NBR 6118-03, tem-se para a média e o desvio padrão da relação com o resultado experimental em  $f_{ps}$  de 0,880 e 0,080 respectivamente. Para  $\Delta f_{ps}$ , a média e o desvio foram, respectivamente 0,580 e 0,250.

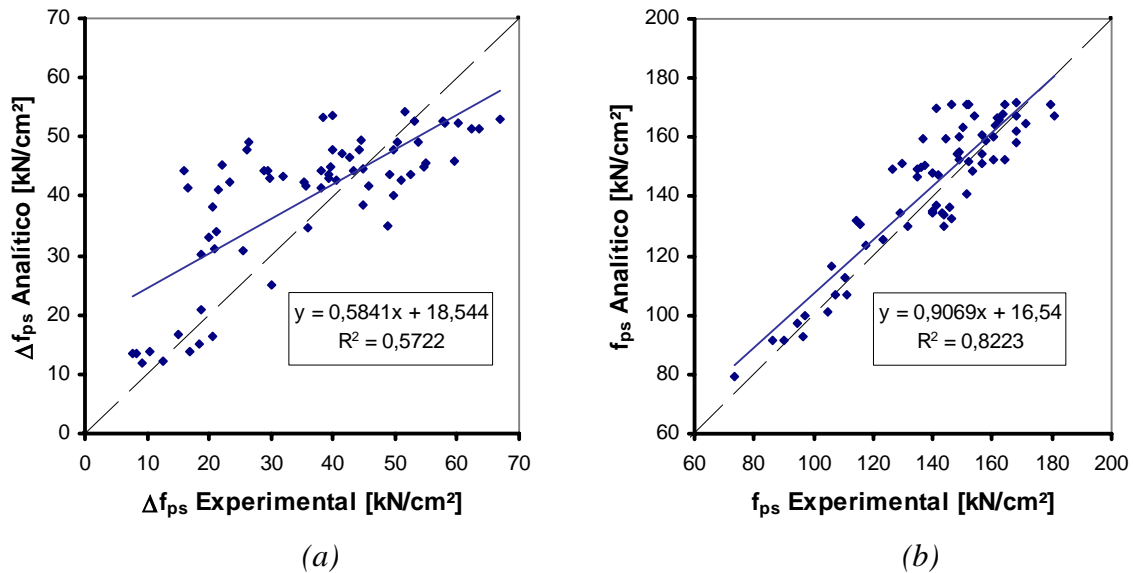
#### 4.7.5 Gráficos de Correlação

Dos resultados tabelados nos itens 4.7.1 a 4.7.4 se pode construir gráficos de correlação entre os resultados experimentais e os resultados obtidos pela metodologia proposta. Na Figura 4.20 abaixo, estão graficados os resultados comparativos em termos de  $\Delta f_{ps}$  e  $f_{ps}$  considerando-se a abordagem inicial da metodologia proposta.



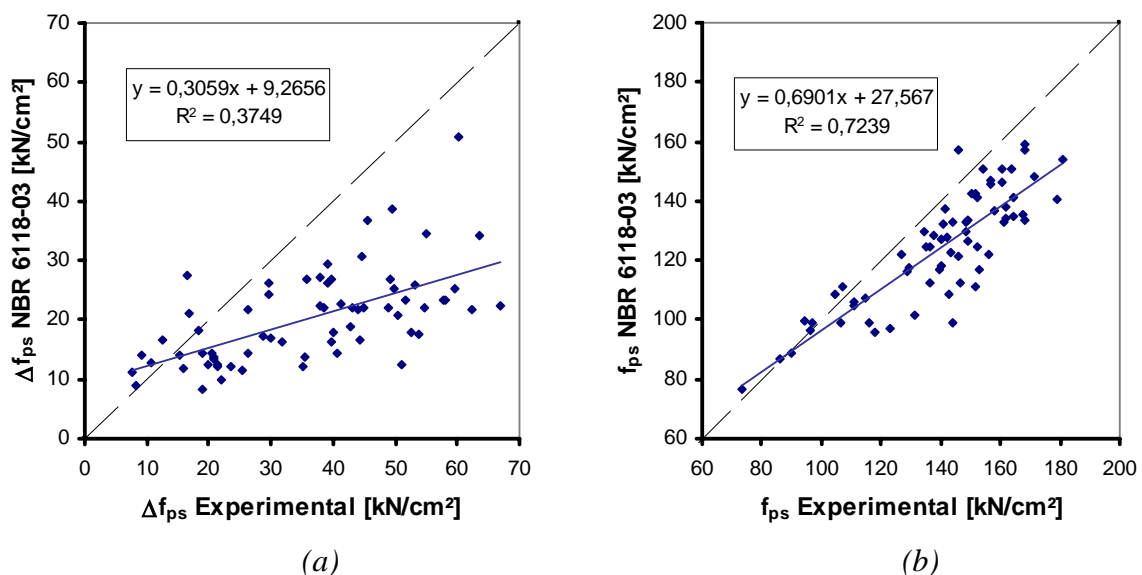
**Figura 4.20 – Comparação de resultados experimentais x metodologia proposta (abordagem inicial) em termos de (a)  $\Delta f_{ps}$  (b)  $f_{ps}$  para protótipos de Tam & Pannell (1976), Cooke et al (1981), Tao & Du (1985) e Chakrabarti (1995).**

Fazendo-se uso das expressões aferidas para o coeficiente  $(L_o/L)_{eq}$ , tem-se os seguintes gráficos de correlação:



**Figura 4.21 - Comparação de resultados experimentais x metodologia proposta (coeficientes aferidos) em termos de (a)  $\Delta f_{ps}$  (b)  $f_{ps}$  para protótipos de Tam & Pannell (1976), Cooke et al (1981), Tao & Du (1985) e Chakrabarti (1995).**

Pela formulação da NBR 6118-03, tem-se os seguintes gráfico de correlação:



**Figura 4.22 - Comparação de resultados experimentais x NBR 6118-03 em termos de (a)  $\Delta f_{ps}$  (b)  $f_{ps}$  para protótipos de Tam & Pannell (1976), Cooke et al (1981), Tao & Du (1985) e Chakrabarti (1995).**

## 5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA A CONTINUIDADE DA PESQUISA

Neste capítulo, estão reunidas as conclusões que puderam ser obtidas do presente trabalho, bem como são apresentadas sugestões para a continuidade da pesquisa.

### 5.1 CONCLUSÕES

O presente trabalho possibilitou a comparação entre resultados obtidos numericamente para protótipos com e sem aderência. Aos já conhecidos resultados obtidos na pesquisa de Voelcker (2004) foram associados resultados dos mesmos protótipos estudados com aderência, de modo a se avaliar como a mesma afeta o comportamento à flexão de elementos no estado limite último.

Pela análise dos gráficos de regressão  $\omega_e \times \Delta f_{ps}$  apresentados no capítulo anterior pôde-se traçar uma primeira estimativa da magnitude da tensão última no caso não aderente a partir da tensão última no caso aderente. Foram tomadas regressões para as quatro tensões efetivas e os três carregamentos estudados. Foi observado que as maiores diferenças encontradas entre os casos aderente e não aderente se deram para as menores tensões efetivas. Também se observou que para o tipo de carregamento, as maiores diferenças se deram nos casos de carregamento concentrado. No caso de carregamento nos terços médios, foram observadas as menores diferenças entre  $\Delta f_{ps}$ . É razoável, uma vez que o tipo de carregamento define a extensão da zona plastificada, a qual é maior para carregamento nos terços em comparação a carregamento concentrado. Os resultados obtidos para carregamento distribuído apresentaram um comportamento intermediário.

Com relação à influência dos parâmetros em  $\Delta f_{ps}$  para o caso aderente, puderam ser identificadas muitas semelhanças quanto à influência dos mesmos nos protótipos sem aderência. Na realidade, parâmetros que influenciam de maneira local o incremento de tensão afetam tanto elementos com e sem aderência. O comportamento com relação à tensão efetiva, por exemplo, foi o mesmo observado por Voelcker (2004), ou seja, quanto maior  $f_{pe}$  menor é



o incremento de tensão  $\Delta f_{ps}$ . A relação de dependência linear observada com a taxa mecânica de armadura  $\omega_e$  foi também identificada no caso aderente. Apenas os parâmetros globais, como o tipo de carregamento ou a esbeltez à flexão é que não exercem influência em  $\Delta f_{ps}$  no caso aderente.

As curvas comparativas P- $\delta$ , apresentadas também no capítulo anterior, indicam o comportamento à flexão desde o estado descarregado até a ruptura para ambos os casos. Pôde-se comprovar, pela comparação de ambas as curvas, a afirmação de que elementos com aderência apresentam um ganho na capacidade portante em relação a elementos sem aderência.

As análises numéricas com aderência que foram realizadas puderam ser confirmadas por cálculos programados em planilhas eletrônicas. A boa aproximação de resultados comprova a eficácia de ambos os métodos. Tal verificação é importante, uma vez que a metodologia proposta para a determinação da tensão última em cabos não aderentes foi desenvolvida a partir da formulação utilizada no caso aderente.

Uma abordagem inicial da referida metodologia, utilizando-se das deformações que ocorrem na região considerada plastificada acrescida de uma parcela constante e igual a  $d_p$  oriunda das fissuras inclinadas de esforço cortante, foi primeiramente testada. Foram encontrados resultados bons para carregamento nos terços, porém não tão bons para carregamento concentrado e distribuído.

Através da calibragem de um *comprimento de plastificação equivalente*, valendo-se dos resultados obtidos pelos protótipos não aderentes de Voelcker (2004), pôde-se chegar a expressões para um coeficiente redutor de aderência, sendo função, além do tipo de carregamento, de parâmetros como a taxa mecânica de armadura, o índice de protensão parcial, a deformação de protensão efetiva e a deformação de escoamento da armadura passiva. As equações (5.1) a (5.3) indicam o coeficiente redutor de aderência  $(L_o/L)_{eq}$  para os três tipos de carregamento estudados.

$$(L_o / L)_{eq} = 3273\tau + 0,3754, \text{ para carregamento nos terços} \quad (5.1)$$

$$(L_o / L)_{eq} = 5641\tau + 0,2181, \text{ para carregamento distribuído} \quad (5.2)$$

$$(L_o / L)_{eq} = 5762\tau + 0,0905, \text{ para carregamento concentrado} \quad (5.3)$$

onde:

$$\tau = \frac{\varepsilon_y \varepsilon_{pe} \omega_e}{PPR_e} \quad (5.4)$$

As variáveis que aparecem na expressão (5.4) indicam apenas a sua participação nas deformações fora da região plastificada. A taxa de armadura,  $\omega_e$ , e a deformação efetiva de protensão,  $\varepsilon_{pe}$ , que, embora se apresentem diretamente proporcionais à  $(L_o/L)_{eq}$ , são, como se sabe, inversamente proporcionais à tensão última  $f_{ps}$ . A contribuição para as deformações fora da região plastificada é maior em taxas mais altas de armadura. Isto porque em taxas mais altas a ductilidade da viga é menor, portanto a proporção das deformações ocasionadas ainda em regime elástico e também em regime inelástico devido apenas à fissuração do concreto é mais significativa do que em elementos de taxas mais baixas (Naaman & Alkhairi, 1993).

Com relação à deformação de escoamento da armadura passiva, tem-se maiores deformações fora da região plastificada com o aumento de  $\varepsilon_y$ , pois, segundo Voelcker (2004), não há incremento de deformação fora da região plastificada após o escoamento da armadura passiva.

Observa-se a inversa proporcionalidade do índice de protensão com as deformações fora da região plastificada. Isto pode ser explicado pelo fato de que maiores índices de  $PPR_e$ , ou seja, elementos que tenham pouca armadura aderente, possuam uma pequena capacidade de “espalhamento” da fissuração, conseqüentemente de aumento da região plastificada.

Segundo as equações (5.1) a (5.3), tem-se a proporção do *comprimento de plastificação equivalente* como sendo dependente de um parâmetro global (o tipo de carregamento) e parâmetros locais (taxa de armadura, índice de protensão, deformação efetiva e deformação de escoamento da armadura passiva). Essa proporção nada mais é do que um coeficiente redutor de aderência, que deve ser multiplicado pelas deformações que decorrem após a protensão. O problema passa a ser tratado, então, de maneira semelhante ao caso aderente, com compatibilidade de deformações, sendo a única diferença a redução das deformações pelo coeficiente  $(L_o/L)_{eq}$ .

Um parâmetro global que não está contemplado é a esbeltez à flexão  $L/d_p$ , que foi vista na pesquisa de Voelcker (2004), como não muito relevante no incremento de tensão  $\Delta f_{ps}$ .

Os protótipos da pesquisa de Voelcker (2004) que foram re-analisados segundo as expressões (5.1) a (5.3), mostraram uma boa correlação para todos os tipos de carregamento. Os protótipos A e B idealizados na presente pesquisa foram também analisados numericamente e pela metodologia proposta, e bons resultados foram também obtidos.

Já os protótipos ensaiados por outros autores que foram analisados pela metodologia proposta apresentaram algumas discrepâncias. No entanto, valores em torno da média foram mais aproximados do que os resultados obtidos com a formulação da NBR 6118-03. As eventuais discrepâncias encontradas podem se explicar pelo fato de que a tensão última tomada experimentalmente se dá na ruptura por limite de carga, enquanto que o valor computado pela metodologia proposta se dá por critério de limite de deformações. Além disso, muitas vezes a falta de informações nos textos impossibilita uma análise mais apurada dos resultados.

De qualquer maneira, uma análise baseada em compatibilidade de deformações é muito mais sofisticada e próxima da realidade do que a simples utilização de expressões empíricas. Poder-se-ia adotar as expressões (5.1) a (5.3) a nível de projeto, eventualmente prevendo-se um limite máximo para  $(L_o/L)_{eq}$ , para os diferentes tipos de carregamento, que cobrisse todos os resultados experimentais a favor da segurança.

## 5.2 SUGESTÕES PARA A CONTINUIDADE DA PESQUISA

Serão deixadas, aqui, as seguintes sugestões para a continuidade da pesquisa:

- Podem ser analisados protótipos com diferentes características geométricas pelo modelo numérico e utilizando-se as expressões obtidas para o coeficiente redutor de aderência  $(L_o/L)_{eq}$  para verificação dos resultados.
- Um estudo experimental com o controle das deformações dos materiais e aplicando-se o critério de ruptura utilizado na pesquisa pode ser realizado, a fim de se verificar se os coeficientes redutores de aderência obtidos seriam os mesmos calculados pelas expressões propostas na metodologia do presente trabalho.

- Um estudo numérico de elementos com continuidade poderia ser realizado, parametrizando-se, por exemplo a quantidade de armadura negativa nos apoios e o número de vãos carregados, para verificação dos coeficientes redutores de aderência obtidos.
- Análises reológicas com o modelo numérico poderiam ser feitas para verificação das reais tensões efetivas que se tem em elementos com protensão não aderente, após deduzidas as perdas diferidas.
- Análises de confiabilidade pelo método de Monte Carlo a fim de se verificar os reais intervalos que podem ser arbitrados para os parâmetros.

**REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS**

AMERICAN CONCRETE INSTITUTE. **Building Code Requirements for Structural Concrete: ACI Committe 318**. Farmington Hills, 2002.

ARAÚJO, J. M. A. **Curso de Concreto Armado, Volume 1**. 2ª ed. Rio Grande: Ed. DUNAS, 2003. 222p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Projeto de Estruturas de Concreto – Procedimento: NBR 6118**. Rio de Janeiro, 2003.

BARBIERI, R. A. **Modelo Numérico para a Análise à Flexão de Elementos com Protensão Aderente e Não Aderente**. 2003. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

BURNS, N. H.; CHARNEY, F. A.; VINES, W. R. *Tests of One-Way Post-Tensioned Slabs with Unbonded Tendons*. **PCI Journal**, Chicago, PCI, v. 23, n. 5, p. 67-83, Sep-Oct. 1978.

CANADIAN STANDARDS ASSOCIATION. **Design of Concrete Structures: A23.3-94**. Ontário, 1994.

CAROL, I.; MURCIA, J. *Nonlinear Time-Dependent Analysis of Planar Frame Using an 'Exact' Formulation – I. Theory*. **Computers & Structures**, London, Pergamon Press, v. 33, n. 1, p. 79-87, Jan. 1989.

CAROL, I.; MURCIA, J. *Nonlinear Time-Dependent Analysis of Planar Frame Using an 'Exact' Formulation – II. Computer Implementation for R. C. Structures and Examples*. **Computers & Structures**, London, Pergamon Press, v. 33, n. 1, p. 89-102, Jan. 1989.

CHAKRABARTI, P. R.; WHANG, T.P. *Study of Partially Prestressed Beams with Unbonded Post-Tensioning, Proceedings. Structures Congress, Structural Design Analysis and Testing*, ASCE, San Francisco, California, p. 189-200, May 1-5. 1989

CHAKRABARTI, P. R.; WHANG, T.P.; BROWN, W.; ARSAD, K. M.; AMEZEUA, E. *Unbonded Post-Tensioning Tendons and Partially Prestressed Beams*. **ACI Structural Journal**, Farmington Hills, ACI, v. 91, n. 5, p. 616-625, Set-Oct. 1994.

CHAKRABARTI, P. R. *Ultimate Stress for Unbonded Tendons in Partially Prestressed Beams*. **ACI Structural Journal**, Farmington Hills, ACI, v. 92, n. 6, p. 689-697, Nov-Dec. 1995.

- COOKE, N.; PARK, R.; YOUNG, P. *Flexural Strength os Prestressed Concrete Members with Unbonded Tendons*. **PCI Journal**, Chicago, PCI, v. 26, n. 6, p. 52-80, Nov-Dec. 1981.
- COMITÉ EURO-INTERNACIONAL DU BETON. **CEB-FIP Model Code 1990**. Lousanne, (Bulletin d'Information, 213/214), 1993.
- DELAVAPURA, R. K.; TRADOS, M. K. *Stress-Strain Modelling of 270 ksi Low-Relaxation Prestressing Strands*. **PCI Journal**, Chicago, PCI, v. 37, n. 2, p. 100-106, Mar-Apr. 1992.
- EMERICK, A A. **Projeto e Execução de Lajes Protendidas**. 1ª ed. Rio de Janeiro: Ed. Interciência, 2005. 191p.
- GEBRE-MICHAEL Z. *Behavior of Post-Tensioned Concrete Slabs with Unbonded Tendon Reinforcement*. 1970. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Universidade do Texas, Austin.
- HARAJLI, M. H. *Effect of Span-Depth Ratio on the Ultimate Steel Stress in Unbonded Prestressed Concrete Members*. **ACI Structural Journal**, Farmington Hills, ACI, v. 87, n. 3, p. 305-312, May-Jun. 1990.
- HARAJLI, M. H.; KANJ, M. Y. *Ultimate Flexural Strength of Concrete Members Prestressed with Unbonded Tendons*. **ACI Structural Journal**, Farmington Hills, ACI, v. 88, n. 6, p. 663-673, Nov-Dec. 1991.
- HEMAKON, R.. *Behavior of Post-Tensioned Concrete Slabs with Unbonded Tendons*. 1970. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Universidade do Texas, Austin.
- KABAILA, A.; SAENZ, L. P.; TULIN, L. G.; GERSTLE, K. H. *Equation for the Stress-Strain Curve of Concrete*. **ACI Journal**, Farmington Hills, ACI, v. 61, n. 3, p. 1227-1239, Mar. 1964.
- LEE, L.; MOON, J.; LIM, J. *Proposed Methodology for Computing of Unbonded Tendon Stress at Flexural Failure*. **ACI Structural Journal**, Farmington Hills, ACI, v. 96, n. 6, p. 1040-1048, Nov-Dec. 1999.
- MATTOCK, A. H.; YAMAZAKI, J.; KATTULA, B. T. *Comparative Study of Prestressed Concrete Beams, With and Without Bond*. **ACI Journal**, Farmington Hills, ACI, v. 68, n. 2, p. 116-125, Feb. 1971.
- MOJTHAEDI, S.; GAMBLE, W. L.. *Ultimate Steel Stress in Unbonded Prestressed Concrete*. **Journal os the Structural Division**, New York, ASCE, v. 104, n. 7, p. 1159-1165, Jul. 1978.
- NAAMAN, A. E., ALKHAIRI, F. M. *Stress at Ultimate in Unbonded Post-Tensioned Tendons: Part 1 –Evaluation of the State-of-the-Art*. **ACI Structural Journal**, Farmington Hills, ACI, v. 88, n. 5, p. 641-650, Sep-Oct. 1991.

- NAAMAN, A. E., ALKHAIRI, F. M. *Stress at Ultimate in Unbonded Post-Tensioned Tendons: Part 2 –Proposed Methodology*. **ACI Structural Journal**, Farmington Hills, ACI, v. 88, n. 6, p. 683-692, Nov-Dec. 1991.
- NAAMAN, A. E., ALKHAIRI, F. M. *Analysis of Beams Prestressed with Unbonded Internal or External Tendons*. **Journal of the Structural Division**, New York, ASCE, v. 119, n. 9, p. 2680-2699, Sep. 1993.
- TAM, A.; PANNELL, F. N. *The Ultimate Moment of Resistance of Unbonded Partially Prestressed Reinforced Concrete Beams*. **Magazine of Concrete Research**, London, Cement and Concrete Association, v. 28, n. 97, p. 203-208, Dec. 1976.
- TAO, X; DU, G. *Ultimate Stress of Unbonded Tendons in Partially Prestressed Concrete Beams*. **PCI Journal**, Chicago, PCI, v. 30, n. 6, p. 72-91, Nov-Dec. 1985.
- VOELCKER. M. **Análise dos Fatores Influentes na Tensão Última de Protensão em Cabos Não Aderentes**. 2004. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

## **APÊNDICE A - RESULTADOS NUMÉRICOS PARA OS PROTÓTIPOS DE VOELCKER (2004) COM ADERÊNCIA**

A seguir serão apresentados os resultados obtidos pelo modelo numérico para os protótipos de Voelcker (2004) analisados com aderência e carregamento nos terços médios e esbeltez à flexão  $L/d_p = 21,7$ .



Protótipo	$f_y$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$\varepsilon_y$ [%°]	$d_s$ [cm]	$A_{ps}$ [cm <sup>2</sup> ]	$A_s$ [cm <sup>2</sup> ]	$PPR_e$	$\omega_e$	x [cm]	Dom	$\Delta\varepsilon_p$ [%°]	$M_{res}$ [kN.cm]	$-\varepsilon_c$ [%°]	$\varepsilon_s$ [%°]	$\Delta f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]
0,30-0,150-92,7-REF	50,0	2,38	17,5	3,27	14,15	0,30	0,150	4,0	Dom 2	8,52	18213	2,96	10,00	84,9	177,6
0,30-0,150-92,7-01	12,5	0,60	17,5	3,27	56,61	0,30	0,150	3,8	Dom 2	8,54	16826	2,81	10,00	85,2	177,9
0,30-0,150-92,7-02	25,0	1,19	17,5	3,27	28,30	0,30	0,150	3,9	Dom 2	8,53	17810	2,86	10,00	84,9	177,6
0,30-0,150-92,7-03	37,5	1,79	17,5	3,27	18,87	0,30	0,150	4,2	Dom 2	8,49	19210	3,20	10,00	85,1	177,8
0,30-0,150-92,7-04	60,0	2,86	17,5	3,27	11,79	0,30	0,150								
0,30-0,150-92,7-05	75,0	3,57	17,5	3,27	9,43	0,30	0,150	4,0	Dom 2	8,52	17817	2,96	10,00	85,2	177,9
0,30-0,150-92,7-06	100,0	4,76	17,5	3,27	7,08	0,30	0,150	4,2	Dom 2	8,49	19132	3,19	10,00	85,1	177,8
0,30-0,150-92,7-07	50,0	2,38	12,5	2,58	11,15	0,30	0,150								
0,30-0,150-92,7-08	50,0	2,38	14,0	2,80	12,11	0,30	0,150	3,3	Dom 2	11,41	13464	3,13	10,00	86,3	179,0
0,30-0,150-92,7-09	50,0	2,38	15,5	3,01	13,02	0,30	0,150								
0,30-0,150-92,7-10	50,0	2,38	19,5	3,51	15,20	0,30	0,150								
0,30-0,150-92,7-11	50,0	2,38	17,5	7,58	14,15	0,50	0,214	6,5	Dom 3	4,86	27080	3,50	5,94	76,9	169,6
0,30-0,150-92,7-12	50,0	2,38	17,5	3,99	14,15	0,34	0,161	4,7	Dom 3	8,09	20744	3,50	9,58	84,8	177,5
0,30-0,150-92,7-13	50,0	2,38	17,5	3,19	14,15	0,29	0,149	4,1	Dom 2	8,51	18128	3,02	10,00	85,1	177,8
0,30-0,150-92,7-14	50,0	2,38	17,5	2,00	14,15	0,21	0,131	3,4	Dom 2	8,58	15137	2,44	10,00	85,1	177,8
0,30-0,150-92,7-15	50,0	2,38	17,5	1,77	14,15	0,19	0,128	3,3	Dom 2	8,59	14020	2,33	10,00	85,2	177,9
0,30-0,150-92,7-16	50,0	2,38	17,5	1,66	14,15	0,18	0,126	3,3	Dom 2	8,59	14017	2,33	10,00	85,2	177,9
0,30-0,150-92,7-17	50,0	2,38	17,5	3,27	56,61	0,10	0,453								
0,30-0,150-92,7-18	50,0	2,38	17,5	3,27	28,30	0,18	0,251	6,0	Dom 3	5,61	26942	3,50	6,79	80,0	172,7
0,30-0,150-92,7-19	50,0	2,38	17,5	3,27	18,87	0,24	0,184	4,6	Dom 3	8,35	21010	3,50	9,88	85,0	177,7
0,30-0,150-92,7-20	50,0	2,38	17,5	3,27	11,79	0,34	0,133	3,8	Dom 2	8,45	16598	2,77	9,90	85,1	177,8
0,30-0,150-92,7-21	50,0	2,38	17,5	3,27	9,43	0,39	0,116	3,6	Dom 2	8,56	15127	2,57	10,00	85,2	177,9
0,30-0,150-92,7-22	50,0	2,38	17,5	3,27	7,08	0,46	0,099	3,3	Dom 2	8,59	13296	2,30	10,00	85,2	177,9
0,30-0,150-92,7-23	12,5	0,60	17,5	3,27	14,15	0,63	0,074	2,8	Dom 2	8,64	10106	1,91	10,00	85,2	177,9
0,30-0,150-92,7-24	25,0	1,19	17,5	3,27	14,15	0,46	0,099	3,3	Dom 2	8,59	13631	2,36	10,00	85,2	177,9
0,30-0,150-92,7-25	37,5	1,79	17,5	3,27	14,15	0,36	0,125	3,6	Dom 2	8,56	15414	2,60	10,00	85,2	177,9
0,30-0,150-92,7-26	60,0	2,86	17,5	3,27	14,15	0,26	0,170	4,6	Dom 3	8,33	20852	3,50	9,86	85,0	177,7
0,30-0,150-92,7-27	75,0	3,57	17,5	3,27	14,15	0,22	0,201	5,2	Dom 3	6,91	23597	3,50	8,25	83,4	176,1
0,30-0,150-92,7-28	100,0	4,76	17,5	3,27	14,15	0,18	0,251	6,3	Dom 3	5,10	27998	3,50	6,21	77,6	170,3
0,30-0,150-92,7-29	50,0	2,38	12,5	3,27	14,15	0,30	0,190	4,2	Dom 3	9,54	15702	3,50	7,02	85,6	178,3
0,30-0,150-92,7-30	50,0	2,38	14,0	3,27	14,15	0,30	0,175								
0,30-0,150-92,7-31	50,0	2,38	15,5	3,27	14,15	0,30	0,163								
0,30-0,150-92,7-32	50,0	2,38	19,5	3,27	14,15	0,30	0,140	4,4	Dom 2	7,35	20588	2,92	10,00	84,1	176,8

Protótipo	$f_y$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$\epsilon_y$ [%°]	$d_s$ [cm]	$A_{ps}$ [cm <sup>2</sup> ]	$A_s$ [cm <sup>2</sup> ]	$PPR_e$	$\omega_e$	x [cm]	Dom	$\Delta\epsilon_p$ [%°]	$M_{res}$ [kN.cm]	$-\epsilon_c$ [%°]	$\epsilon_s$ [%°]	$\Delta f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]
0,30-0,150-112,5-REF	50,0	2,38	17,5	2,70	14,15	0,30	0,150								
0,30-0,150-112,5-01	12,5	0,60	17,5	2,70	56,61	0,30	0,150	3,8	Dom 2	8,54	16836	2,80	10,00	65,8	178,3
0,30-0,150-112,5-02	25,0	1,19	17,5	2,70	28,30	0,30	0,150								
0,30-0,150-112,5-03	37,5	1,79	17,5	2,70	18,87	0,30	0,150	4,0	Dom 2	8,52	17732	2,93	10,00	65,8	178,3
0,30-0,150-112,5-04	60,0	2,86	17,5	2,70	11,79	0,30	0,150								
0,30-0,150-112,5-05	75,0	3,57	17,5	2,70	9,43	0,30	0,150								
0,30-0,150-112,5-06	100,0	4,76	17,5	2,70	7,08	0,30	0,150								
0,30-0,150-112,5-07	50,0	2,38	12,5	2,12	11,15	0,30	0,150								
0,30-0,150-112,5-08	50,0	2,38	14,0	2,31	12,11	0,30	0,150								
0,30-0,150-112,5-09	50,0	2,38	15,5	2,48	13,02	0,30	0,150	3,5	Dom 2	10,00	14816	2,97	10,00	66,3	178,8
0,30-0,150-112,5-10	50,0	2,38	19,5	2,90	15,20	0,30	0,150	4,4	Dom 2	7,36	20546	2,87	10,00	65,2	177,7
0,30-0,150-112,5-11	50,0	2,38	17,5	7,58	14,15	0,55	0,239	6,4	Dom 3	4,96	26964	3,50	6,05	61,9	174,4
0,30-0,150-112,5-12	50,0	2,38	17,5	3,99	14,15	0,39	0,173	4,4	Dom 2	8,47	20133	3,40	10,00	65,8	178,3
0,30-0,150-112,5-13	50,0	2,38	17,5	3,19	14,15	0,34	0,159	4,1	Dom 2	8,51	18309	3,06	10,00	65,9	178,4
0,30-0,150-112,5-14	50,0	2,38	17,5	2,00	14,15	0,24	0,137								
0,30-0,150-112,5-15	50,0	2,38	17,5	1,77	14,15	0,22	0,133	3,4	Dom 2	8,59	14576	2,38	10,00	65,9	178,4
0,30-0,150-112,5-16	50,0	2,38	17,5	1,66	14,15	0,21	0,131								
0,30-0,150-112,5-17	50,0	2,38	17,5	2,70	56,61	0,10	0,453								
0,30-0,150-112,5-18	50,0	2,38	17,5	2,70	28,30	0,18	0,251								
0,30-0,150-112,5-19	50,0	2,38	17,5	2,70	18,87	0,24	0,184	4,4	Dom 2	8,47	20108	3,38	10,00	65,9	178,4
0,30-0,150-112,5-20	50,0	2,38	17,5	2,70	11,79	0,34	0,133	3,5	Dom 2	8,58	14974	2,47	10,00	65,9	178,4
0,30-0,150-112,5-21	50,0	2,38	17,5	2,70	9,43	0,39	0,116	3,3	Dom 2	8,59	13610	2,32	10,00	65,9	178,4
0,30-0,150-112,5-22	50,0	2,38	17,5	2,70	7,08	0,46	0,099	3,0	Dom 2	8,62	11581	2,09	10,00	65,9	178,4
0,30-0,150-112,5-23	12,5	0,60	17,5	2,70	14,15	0,63	0,074	2,5	Dom 2	8,66	8831	1,70	10,00	65,9	178,4
0,30-0,150-112,5-24	25,0	1,19	17,5	2,70	14,15	0,46	0,099	3,0	Dom 2	8,62	11835	2,11	10,00	65,9	178,4
0,30-0,150-112,5-25	37,5	1,79	17,5	2,70	14,15	0,36	0,125	3,5	Dom 2	8,58	14621	2,46	10,00	65,9	178,4
0,30-0,150-112,5-26	60,0	2,86	17,5	2,70	14,15	0,26	0,170	4,2	Dom 2	8,49	19282	3,19	10,00	65,9	178,4
0,30-0,150-112,5-27	75,0	3,57	17,5	2,70	14,15	0,22	0,201	4,9	Dom 3	7,60	22038	3,50	9,03	65,4	177,9
0,30-0,150-112,5-28	100,0	4,76	17,5	2,70	14,15	0,18	0,251								
0,30-0,150-112,5-29	50,0	2,38	12,5	2,70	14,15	0,30	0,190								
0,30-0,150-112,5-30	50,0	2,38	14,0	2,70	14,15	0,30	0,175								
0,30-0,150-112,5-31	50,0	2,38	15,5	2,70	14,15	0,30	0,163	3,7	Dom 2	10,00	15352	3,09	10,00	66,4	178,9
0,30-0,150-112,5-32	50,0	2,38	19,5	2,70	14,15	0,30	0,140	3,9	Dom 2	7,43	18217	2,52	10,00	65,3	177,8

Protótipo	$f_y$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$\varepsilon_y$ [%°]	$d_s$ [cm]	$A_{ps}$ [cm <sup>2</sup> ]	$A_s$ [cm <sup>2</sup> ]	$PPR_e$	$\omega_e$	x [cm]	Dom	$\Delta\varepsilon_p$ [%°]	$M_{res}$ [kN.cm]	$-\varepsilon_c$ [%°]	$\varepsilon_s$ [%°]	$\Delta f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]
0,30-0,150-132,3-REF	50,0	2,38	17,5	2,29	14,15	0,30	0,150	3,7	Dom 2	8,55	16490	2,72	10,00	46,4	178,7
0,30-0,150-132,3-01	12,5	0,60	17,5	2,29	56,61	0,30	0,150	3,7	Dom 2	8,55	16127	2,67	10,00	46,4	178,7
0,30-0,150-132,3-02	25,0	1,19	17,5	2,29	28,30	0,30	0,150	3,8	Dom 2	8,54	16555	2,74	10,00	46,4	178,7
0,30-0,150-132,3-03	37,5	1,79	17,5	2,29	18,87	0,30	0,150	3,8	Dom 2	8,54	16543	2,74	10,00	46,4	178,7
0,30-0,150-132,3-04	60,0	2,86	17,5	2,29	11,79	0,30	0,150	3,7	Dom 2	8,55	16460	2,72	10,00	46,4	178,7
0,30-0,150-132,3-05	75,0	3,57	17,5	2,29	9,43	0,30	0,150	3,7	Dom 2	8,55	16450	2,73	10,00	46,4	178,7
0,30-0,150-132,3-06	100,0	4,76	17,5	2,29	7,08	0,30	0,150	3,8	Dom 2	8,54	16601	2,75	10,00	46,4	178,7
0,30-0,150-132,3-07	50,0	2,38	12,5	1,81	11,15	0,30	0,150								
0,30-0,150-132,3-08	50,0	2,38	14,0	1,96	12,11	0,30	0,150								
0,30-0,150-132,3-09	50,0	2,38	15,5	2,11	13,02	0,30	0,150	3,4	Dom 2	10,00	14151	2,82	10,00	46,8	179,1
0,30-0,150-132,3-10	50,0	2,38	19,5	2,46	15,20	0,30	0,150	4,1	Dom 2	7,41	19301	2,65	10,00	46,0	178,3
0,30-0,150-132,3-11	50,0	2,38	17,5	7,58	14,15	0,59	0,263	6,6	Dom 3	4,68	27423	3,50	5,74	43,8	176,1
0,30-0,150-132,3-12	50,0	2,38	17,5	3,99	14,15	0,43	0,186								
0,30-0,150-132,3-13	50,0	2,38	17,5	3,19	14,15	0,37	0,169								
0,30-0,150-132,3-14	50,0	2,38	17,5	2,00	14,15	0,27	0,144	3,7	Dom 2	8,55	16201	2,68	10,00	46,4	178,7
0,30-0,150-132,3-15	50,0	2,38	17,5	1,77	14,15	0,25	0,139	3,5	Dom 2	8,57	15263	2,51	10,00	46,4	178,7
0,30-0,150-132,3-16	50,0	2,38	17,5	1,66	14,15	0,24	0,137	3,6	Dom 2	8,57	15438	2,55	10,00	46,4	178,7
0,30-0,150-132,3-17	50,0	2,38	17,5	2,29	56,61	0,10	0,453								
0,30-0,150-132,3-18	50,0	2,38	17,5	2,29	28,30	0,18	0,251	5,9	Dom 3	5,73	26614	3,50	6,92	44,9	177,2
0,30-0,150-132,3-19	50,0	2,38	17,5	2,29	18,87	0,24	0,184								
0,30-0,150-132,3-20	50,0	2,38	17,5	2,29	11,79	0,34	0,133								
0,30-0,150-132,3-21	50,0	2,38	17,5	2,29	9,43	0,39	0,116								
0,30-0,150-132,3-22	50,0	2,38	17,5	2,29	7,08	0,46	0,099	3,0	Dom 2	8,62	11200	2,04	10,00	46,4	178,7
0,30-0,150-132,3-23	12,5	0,60	17,5	2,29	14,15	0,63	0,074	2,5	Dom 2	8,67	8214	1,64	10,00	46,4	178,7
0,30-0,150-132,3-24	25,0	1,19	17,5	2,29	14,15	0,46	0,099	2,9	Dom 2	8,63	11005	2,02	10,00	46,4	178,7
0,30-0,150-132,3-25	37,5	1,79	17,5	2,29	14,15	0,36	0,125								
0,30-0,150-132,3-26	60,0	2,86	17,5	2,29	14,15	0,26	0,170	4,1	Dom 2	8,51	18588	3,04	10,00	46,4	178,7
0,30-0,150-132,3-27	75,0	3,57	17,5	2,29	14,15	0,22	0,201								
0,30-0,150-132,3-28	100,0	4,76	17,5	2,29	14,15	0,18	0,251	5,8	Dom 3	5,78	26516	3,50	6,97	44,9	177,2
0,30-0,150-132,3-29	50,0	2,38	12,5	2,29	14,15	0,30	0,190	3,5	Dom 3	12,21	13013	3,50	9,17	47,3	179,6
0,30-0,150-132,3-30	50,0	2,38	14,0	2,29	14,15	0,30	0,175	3,5	Dom 2	11,43	14075	3,35	10,00	47,1	179,4
0,30-0,150-132,3-31	50,0	2,38	15,5	2,29	14,15	0,30	0,163	3,6	Dom 2	10,00	15101	3,03	10,00	46,8	179,1
0,30-0,150-132,3-32	50,0	2,38	19,5	2,29	14,15	0,30	0,140	3,9	Dom 2	7,44	17867	2,48	10,00	46,0	178,3

Protótipo	$f_y$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$\varepsilon_y$ [%°]	$d_s$ [cm]	$A_{ps}$ [cm <sup>2</sup> ]	$A_s$ [cm <sup>2</sup> ]	$PPR_e$	$\omega_e$	x [cm]	Dom	$\Delta\varepsilon_p$ [%°]	$M_{res}$ [kN.cm]	$-\varepsilon_c$ [%°]	$\varepsilon_s$ [%°]	$\Delta f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]
0,30-0,150-152-REF	50,0	2,38	17,5	2,00	14,15	0,30	0,150	3,6	Dom 2	8,56	15704	2,60	10,00	27,0	179,0
0,30-0,150-152-01	12,5	0,60	17,5	2,00	56,61	0,30	0,150	3,6	Dom 2	8,57	15520	2,55	10,00	28,0	180,0
0,30-0,150-152-02	25,0	1,19	17,5	2,00	28,30	0,30	0,150	3,6	Dom 2	8,56	15630	2,56	10,00	27,0	179,0
0,30-0,150-152-03	37,5	1,79	17,5	2,00	18,87	0,30	0,150	3,6	Dom 2	8,56	15852	2,62	10,00	27,0	179,0
0,30-0,150-152-04	60,0	2,86	17,5	2,00	11,79	0,30	0,150	3,6	Dom 2	8,56	15791	2,59	10,00	27,0	179,0
0,30-0,150-152-05	75,0	3,57	17,5	2,00	9,43	0,30	0,150	3,6	Dom 2	8,56	15863	2,60	10,00	27,0	179,0
0,30-0,150-152-06	100,0	4,76	17,5	2,00	7,08	0,30	0,150	3,6	Dom 2	8,56	15868	2,60	10,00	27,0	179,0
0,30-0,150-152-07	50,0	2,38	12,5	1,57	11,15	0,30	0,150								
0,30-0,150-152-08	50,0	2,38	14,0	1,71	12,11	0,30	0,150								
0,30-0,150-152-09	50,0	2,38	15,5	1,84	13,02	0,30	0,150	3,1	Dom 2	10,00	12677	2,55	10,00	27,3	179,3
0,30-0,150-152-10	50,0	2,38	19,5	2,14	15,20	0,30	0,150	3,9	Dom 2	7,44	18318	2,50	10,00	26,7	178,7
0,30-0,150-152-11	50,0	2,38	17,5	7,58	14,15	0,62	0,287								
0,30-0,150-152-12	50,0	2,38	17,5	3,99	14,15	0,46	0,199								
0,30-0,150-152-13	50,0	2,38	17,5	3,19	14,15	0,41	0,179								
0,30-0,150-152-14	50,0	2,38	17,5	2,46	14,15	0,35	0,161								
0,30-0,150-152-15	50,0	2,38	17,5	1,77	14,15	0,28	0,145	3,5	Dom 2	8,57	15262	2,51	10,00	27,0	179,0
0,30-0,150-152-16	50,0	2,38	17,5	1,66	14,15	0,26	0,142	3,5	Dom 2	8,57	15127	2,48	10,00	27,0	179,0
0,30-0,150-152-17	50,0	2,38	17,5	2,00	56,61	0,10	0,453								
0,30-0,150-152-18	50,0	2,38	17,5	2,00	28,30	0,18	0,251	5,6	Dom 3	6,14	25722	3,50	7,38	26,2	178,2
0,30-0,150-152-19	50,0	2,38	17,5	2,00	18,87	0,24	0,184	4,1	Dom 2	8,51	19019	3,06	10,00	27,0	179,0
0,30-0,150-152-20	50,0	2,38	17,5	2,00	11,79	0,34	0,133								
0,30-0,150-152-21	50,0	2,38	17,5	2,00	9,43	0,39	0,116	3,1	Dom 2	8,61	12277	2,14	10,00	27,0	179,0
0,30-0,150-152-22	50,0	2,38	17,5	2,00	7,08	0,46	0,099	2,8	Dom 2	8,64	10432	1,94	10,00	27,0	179,0
0,30-0,150-152-23	12,5	0,60	17,5	2,00	14,15	0,63	0,074	2,3	Dom 2	8,68	7428	1,52	10,00	27,0	179,0
0,30-0,150-152-24	25,0	1,19	17,5	2,00	14,15	0,46	0,099	2,8	Dom 2	8,64	10416	1,94	10,00	27,0	179,0
0,30-0,150-152-25	37,5	1,79	17,5	2,00	14,15	0,36	0,125	3,1	Dom 2	8,61	12422	2,13	10,00	27,0	179,0
0,30-0,150-152-26	60,0	2,86	17,5	2,00	14,15	0,26	0,170	3,9	Dom 2	8,52	17725	2,91	10,00	27,0	179,0
0,30-0,150-152-27	75,0	3,57	17,5	2,00	14,15	0,22	0,201	4,5	Dom 2	8,46	20872	3,45	10,00	27,0	179,0
0,30-0,150-152-28	100,0	4,76	17,5	2,00	14,15	0,18	0,251	5,6	Dom 3	6,17	25735	3,50	7,42	26,2	178,2
0,30-0,150-152-29	50,0	2,38	12,5	2,00	14,15	0,30	0,190								
0,30-0,150-152-30	50,0	2,38	14,0	2,00	14,15	0,30	0,175	3,4	Dom 2	11,42	13448	3,21	10,00	27,6	179,6
0,30-0,150-152-31	50,0	2,38	15,5	2,00	14,15	0,30	0,163	3,5	Dom 2	10,00	14478	2,90	10,00	27,3	179,3
0,30-0,150-152-32	50,0	2,38	19,5	2,00	14,15	0,30	0,140	3,8	Dom 2	7,45	17354	2,41	10,00	26,7	178,7

Protótipo	$f_y$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$\varepsilon_y$ [%°]	$d_s$ [cm]	$A_{ps}$ [cm <sup>2</sup> ]	$A_s$ [cm <sup>2</sup> ]	$PPR_e$	$\omega_e$	x [cm]	Dom	$\Delta\varepsilon_p$ [%°]	$M_{res}$ [kN.cm]	$-\varepsilon_c$ [%°]	$\varepsilon_s$ [%°]	$\Delta f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]
0,30-0,275-92,7-REF	50,0	2,38	17,5	6,00	25,95	0,30	0,275	7,2	Dom 3	4,05	30511	3,50	5,02	70,0	162,7
0,30-0,275-92,7-01	12,5	0,60	17,5	6,00	103,78	0,30	0,275	7,2	Dom 3	4,05	30453	3,50	5,02	69,6	162,3
0,30-0,275-92,7-02	25,0	1,19	17,5	6,00	51,89	0,30	0,275	7,3	Dom 3	3,95	30754	3,50	4,91	68,9	161,6
0,30-0,275-92,7-03	37,5	1,79	17,5	6,00	34,59	0,30	0,275	7,2	Dom 3	4,01	30529	3,50	4,98	69,6	162,3
0,30-0,275-92,7-04	60,0	2,86	17,5	6,00	21,62	0,30	0,275	7,2	Dom 3	4,03	30506	3,50	5,00	70,0	162,7
0,30-0,275-92,7-05	75,0	3,57	17,5	6,00	17,30	0,30	0,275	7,3	Dom 3	3,98	30756	3,50	4,95	69,5	162,2
0,30-0,275-92,7-06	100,0	4,76	17,5	6,00	12,97	0,30	0,275	7,2	Dom 3	4,00	30764	3,50	4,97	69,7	162,4
0,30-0,275-92,7-07	50,0	2,38	12,5	4,72	20,44	0,30	0,275	5,8	Dom 3	5,81	20574	3,50	4,01	80,9	173,6
0,30-0,275-92,7-08	50,0	2,38	14,0	5,13	22,20	0,30	0,275	6,1	Dom 3	5,40	22983	3,50	4,54	79,4	172,1
0,30-0,275-92,7-09	50,0	2,38	15,5	5,52	23,87	0,30	0,275	6,8	Dom 3	4,51	26558	3,50	4,51	74,1	166,8
0,30-0,275-92,7-10	50,0	2,38	19,5	6,44	27,87	0,30	0,275	7,8	Dom 3	3,48	35130	3,50	5,28	63,6	156,3
0,30-0,275-92,7-11	50,0	2,38	17,5	13,90	25,95	0,50	0,393	10,2	Dom 3	1,81	38403	3,50	2,50	40,5	133,2
0,30-0,275-92,7-12	50,0	2,38	17,5	7,32	25,95	0,34	0,295	7,8	Dom 3	3,48	32425	3,50	4,38	63,2	155,9
0,30-0,275-92,7-13	50,0	2,38	17,5	5,85	25,95	0,29	0,273	7,2	Dom 3	4,06	30418	3,50	5,04	70,2	162,9
0,30-0,275-92,7-14	50,0	2,38	17,5	3,66	25,95	0,21	0,240	6,2	Dom 3	5,22	27550	3,50	6,35	78,3	171,0
0,30-0,275-92,7-15	50,0	2,38	17,5	3,25	25,95	0,19	0,234	5,9	Dom 3	5,72	26351	3,50	6,91	80,4	173,1
0,30-0,275-92,7-16	50,0	2,38	17,5	3,05	25,95	0,18	0,231	5,8	Dom 3	5,81	26300	3,50	7,01	80,7	173,4
0,30-0,275-92,7-17	50,0	2,38	17,5	6,00	103,78	0,10	0,831								
0,30-0,275-92,7-18	50,0	2,38	17,5	6,00	51,89	0,18	0,460								
0,30-0,275-92,7-19	50,0	2,38	17,5	6,00	34,59	0,24	0,337	8,5	Dom 3	2,90	34947	3,50	3,73	55,4	148,1
0,30-0,275-92,7-20	50,0	2,38	17,5	6,00	21,62	0,34	0,244	6,7	Dom 3	4,59	28211	3,50	5,64	74,8	167,5
0,30-0,275-92,7-21	50,0	2,38	17,5	6,00	17,30	0,39	0,213	6,0	Dom 3	5,51	26021	3,50	6,68	79,9	172,6
0,30-0,275-92,7-22	50,0	2,38	17,5	6,00	12,97	0,46	0,182	5,4	Dom 3	6,63	23417	3,50	7,94	83,1	175,8
0,30-0,275-92,7-23	12,5	0,60	17,5	6,00	25,95	0,63	0,136								
0,30-0,275-92,7-24	25,0	1,19	17,5	6,00	25,95	0,46	0,182	5,3	Dom 3	6,75	23023	3,50	8,07	83,3	176,0
0,30-0,275-92,7-25	37,5	1,79	17,5	6,00	25,95	0,36	0,229	6,3	Dom 3	5,14	27075	3,50	6,25	78,1	170,8
0,30-0,275-92,7-26	60,0	2,86	17,5	6,00	25,95	0,26	0,312	7,9	Dom 3	3,39	33091	3,50	4,28	62,4	155,1
0,30-0,275-92,7-27	75,0	3,57	17,5	6,00	25,95	0,22	0,368								
0,30-0,275-92,7-28	100,0	4,76	17,5	6,00	25,95	0,18	0,460								
0,30-0,275-92,7-29	50,0	2,38	12,5	6,00	25,95	0,30	0,349	7,3	Dom 3	3,94	24394	3,50	2,50	69,1	161,8
0,30-0,275-92,7-30	50,0	2,38	14,0	6,00	25,95	0,30	0,321	7,2	Dom 3	4,00	26217	3,50	3,28	69,8	162,5
0,30-0,275-92,7-31	50,0	2,38	15,5	6,00	25,95	0,30	0,299								
0,30-0,275-92,7-32	50,0	2,38	19,5	6,00	25,95	0,30	0,256	7,2	Dom 3	4,04	33080	3,50	5,99	69,9	162,6

Protótipo	$f_y$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$\epsilon_y$ [%°]	$d_s$ [cm]	$A_{ps}$ [cm <sup>2</sup> ]	$A_s$ [cm <sup>2</sup> ]	$PPR_e$	$\omega_e$	x [cm]	Dom	$\Delta\epsilon_p$ [%°]	$M_{res}$ [kN.cm]	$-\epsilon_c$ [%°]	$\epsilon_s$ [%°]	$\Delta f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]
0,30-0,275-112,5-REF	50,0	2,38	17,5	4,94	25,95	0,30	0,275	6,9	Dom 3	4,41	29343	3,50	5,43	59,6	172,1
0,30-0,275-112,5-01	12,5	0,60	17,5	4,94	103,78	0,30	0,275	6,9	Dom 3	4,38	29372	3,50	5,40	59,3	171,8
0,30-0,275-112,5-02	25,0	1,19	17,5	4,94	51,89	0,30	0,275	6,8	Dom 3	4,46	29247	3,50	5,49	59,8	172,3
0,30-0,275-112,5-03	37,5	1,79	17,5	4,94	34,59	0,30	0,275	6,9	Dom 3	4,39	29481	3,50	5,41	59,5	172,0
0,30-0,275-112,5-04	60,0	2,86	17,5	4,94	21,62	0,30	0,275	6,9	Dom 3	4,39	29380	3,50	5,41	59,6	172,1
0,30-0,275-112,5-05	75,0	3,57	17,5	4,94	17,30	0,30	0,275	6,9	Dom 3	4,42	29354	3,50	5,44	59,7	172,2
0,30-0,275-112,5-06	100,0	4,76	17,5	4,94	12,97	0,30	0,275	6,9	Dom 3	4,39	29606	3,50	5,41	59,6	172,1
0,30-0,275-112,5-07	50,0	2,38	12,5	3,89	20,44	0,30	0,275								
0,30-0,275-112,5-08	50,0	2,38	14,0	4,23	22,20	0,30	0,275	5,9	Dom 3	5,77	22023	3,50	4,87	63,5	176,0
0,30-0,275-112,5-09	50,0	2,38	15,5	4,55	23,87	0,30	0,275	6,4	Dom 3	5,02	25349	3,50	5,02	61,8	174,3
0,30-0,275-112,5-10	50,0	2,38	19,5	5,31	27,87	0,30	0,275	7,4	Dom 3	3,81	33948	3,50	5,70	56,5	169,0
0,30-0,275-112,5-11	50,0	2,38	17,5	13,90	25,95	0,55	0,438								
0,30-0,275-112,5-12	50,0	2,38	17,5	7,32	25,95	0,39	0,318	8,0	Dom 3	3,30	32740	3,50	4,18	53,2	165,7
0,30-0,275-112,5-13	50,0	2,38	17,5	5,85	25,95	0,34	0,292	7,3	Dom 3	3,90	30892	3,50	4,86	57,5	170,0
0,30-0,275-112,5-14	50,0	2,38	17,5	3,66	25,95	0,24	0,252								
0,30-0,275-112,5-15	50,0	2,38	17,5	3,25	25,95	0,22	0,244								
0,30-0,275-112,5-16	50,0	2,38	17,5	3,05	25,95	0,21	0,241								
0,30-0,275-112,5-17	50,0	2,38	17,5	4,94	103,78	0,10	0,831								
0,30-0,275-112,5-18	50,0	2,38	17,5	4,94	51,89	0,18	0,460								
0,30-0,275-112,5-19	50,0	2,38	17,5	4,94	34,59	0,24	0,337	8,1	Dom 3	3,17	34185	3,50	4,03	51,4	163,9
0,30-0,275-112,5-20	50,0	2,38	17,5	4,94	21,62	0,34	0,244	6,1	Dom 3	5,37	26719	3,50	6,52	62,7	175,2
0,30-0,275-112,5-21	50,0	2,38	17,5	4,94	17,30	0,39	0,213								
0,30-0,275-112,5-22	50,0	2,38	17,5	4,94	12,97	0,46	0,182	4,9	Dom 3	7,61	21497	3,50	9,04	65,4	177,9
0,30-0,275-112,5-23	12,5	0,60	17,5	4,94	25,95	0,63	0,136								
0,30-0,275-112,5-24	25,0	1,19	17,5	4,94	25,95	0,46	0,182	4,9	Dom 3	7,65	21157	3,50	9,09	65,4	177,9
0,30-0,275-112,5-25	37,5	1,79	17,5	4,94	25,95	0,36	0,229	6,1	Dom 3	5,40	25365	3,50	6,55	62,8	175,3
0,30-0,275-112,5-26	60,0	2,86	17,5	4,94	25,95	0,26	0,312	7,6	Dom 3	3,60	32263	3,50	4,52	55,1	167,6
0,30-0,275-112,5-27	75,0	3,57	17,5	4,94	25,95	0,22	0,368								
0,30-0,275-112,5-28	100,0	4,76	17,5	4,94	25,95	0,18	0,460								
0,30-0,275-112,5-29	50,0	2,38	12,5	4,94	25,95	0,30	0,349	7,0	Dom 3	4,30	23254	3,50	2,79	59,3	171,8
0,30-0,275-112,5-30	50,0	2,38	14,0	4,94	25,95	0,30	0,321	6,9	Dom 3	4,37	25002	3,50	3,61	59,6	172,1
0,30-0,275-112,5-31	50,0	2,38	15,5	4,94	25,95	0,30	0,299	6,8	Dom 3	4,42	26679	3,50	4,42	59,8	172,3
0,30-0,275-112,5-32	50,0	2,38	19,5	4,94	25,95	0,30	0,256	6,9	Dom 3	4,35	32049	3,50	6,38	59,4	171,9

Protótipo	$f_y$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$\epsilon_y$ [%°]	$d_s$ [cm]	$A_{ps}$ [cm <sup>2</sup> ]	$A_s$ [cm <sup>2</sup> ]	$PPR_e$	$\omega_e$	x [cm]	Dom	$\Delta\epsilon_p$ [%°]	$M_{res}$ [kN.cm]	$-\epsilon_c$ [%°]	$\epsilon_s$ [%°]	$\Delta f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]
0,30-0,275-132,3-REF	50,0	2,38	17,5	4,20	25,95	0,30	0,275	6,3	Dom 3	5,07	27675	3,50	6,18	44,2	176,5
0,30-0,275-132,3-01	12,5	0,60	17,5	4,20	103,78	0,30	0,275								
0,30-0,275-132,3-02	25,0	1,19	17,5	4,20	51,89	0,30	0,275								
0,30-0,275-132,3-03	37,5	1,79	17,5	4,20	34,59	0,30	0,275								
0,30-0,275-132,3-04	60,0	2,86	17,5	4,20	21,62	0,30	0,275	6,4	Dom 3	4,94	28147	3,50	6,03	44,0	176,3
0,30-0,275-132,3-05	75,0	3,57	17,5	4,20	17,30	0,30	0,275	6,5	Dom 3	4,91	28119	3,50	5,99	44,0	176,3
0,30-0,275-132,3-06	100,0	4,76	17,5	4,20	12,97	0,30	0,275	6,5	Dom 3	4,85	28263	3,50	5,92	43,9	176,2
0,30-0,275-132,3-07	50,0	2,38	12,5	3,31	20,44	0,30	0,275								
0,30-0,275-132,3-08	50,0	2,38	14,0	3,60	22,20	0,30	0,275								
0,30-0,275-132,3-09	50,0	2,38	15,5	3,87	23,87	0,30	0,275	5,9	Dom 3	5,70	23898	3,50	5,70	44,9	177,2
0,30-0,275-132,3-10	50,0	2,38	19,5	4,51	27,87	0,30	0,275								
0,30-0,275-132,3-11	50,0	2,38	17,5	13,90	25,95	0,59	0,482								
0,30-0,275-132,3-12	50,0	2,38	17,5	7,32	25,95	0,43	0,341	8,2	Dom 3	3,14	33287	3,50	3,99	39,1	171,4
0,30-0,275-132,3-13	50,0	2,38	17,5	5,85	25,95	0,37	0,310	7,2	Dom 3	4,01	30442	3,50	4,98	42,2	174,5
0,30-0,275-132,3-14	50,0	2,38	17,5	3,66	25,95	0,27	0,263	6,1	Dom 3	5,44	26908	3,50	6,60	44,6	176,9
0,30-0,275-132,3-15	50,0	2,38	17,5	3,25	25,95	0,25	0,255								
0,30-0,275-132,3-16	50,0	2,38	17,5	3,05	25,95	0,24	0,250								
0,30-0,275-132,3-17	50,0	2,38	17,5	4,20	103,78	0,10	0,831								
0,30-0,275-132,3-18	50,0	2,38	17,5	4,20	51,89	0,18	0,460								
0,30-0,275-132,3-19	50,0	2,38	17,5	4,20	34,59	0,24	0,337	7,8	Dom 3	3,44	33100	3,50	4,34	40,0	172,3
0,30-0,275-132,3-20	50,0	2,38	17,5	4,20	21,62	0,34	0,244								
0,30-0,275-132,3-21	50,0	2,38	17,5	4,20	17,30	0,39	0,213	5,0	Dom 3	7,25	22525	3,50	8,64	45,9	178,2
0,30-0,275-132,3-22	50,0	2,38	17,5	4,20	12,97	0,46	0,182	4,4	Dom 2	8,47	19694	3,35	10,00	46,4	178,7
0,30-0,275-132,3-23	12,5	0,60	17,5	4,20	25,95	0,63	0,136	3,3	Dom 2	8,59	13533	2,35	10,00	46,5	178,8
0,30-0,275-132,3-24	25,0	1,19	17,5	4,20	25,95	0,46	0,182	4,4	Dom 2	8,47	19777	3,37	10,00	46,4	178,7
0,30-0,275-132,3-25	37,5	1,79	17,5	4,20	25,95	0,36	0,229								
0,30-0,275-132,3-26	60,0	2,86	17,5	4,20	25,95	0,26	0,312	7,4	Dom 3	3,85	31604	3,50	4,80	41,5	173,8
0,30-0,275-132,3-27	75,0	3,57	17,5	4,20	25,95	0,22	0,368	8,6	Dom 3	2,80	35587	3,50	3,62	36,7	169,0
0,30-0,275-132,3-28	100,0	4,76	17,5	4,20	25,95	0,18	0,460								
0,30-0,275-132,3-29	50,0	2,38	12,5	4,20	25,95	0,30	0,349	6,7	Dom 3	4,62	22199	3,50	3,05	43,5	175,8
0,30-0,275-132,3-30	50,0	2,38	14,0	4,20	25,95	0,30	0,321	6,6	Dom 3	4,68	24081	3,50	3,89	43,6	175,9
0,30-0,275-132,3-31	50,0	2,38	15,5	4,20	25,95	0,30	0,299	6,6	Dom 3	4,77	25797	3,50	4,77	43,7	176,0
0,30-0,275-132,3-32	50,0	2,38	19,5	4,20	25,95	0,30	0,256	6,5	Dom 3	4,84	30693	3,50	7,00	43,8	176,1

Protótipo	$f_y$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$\epsilon_y$ [%°]	$d_s$ [cm]	$A_{ps}$ [cm <sup>2</sup> ]	$A_s$ [cm <sup>2</sup> ]	$PPR_e$	$\omega_e$	x [cm]	Dom	$\Delta\epsilon_p$ [%°]	$M_{res}$ [kN.cm]	$-\epsilon_c$ [%°]	$\epsilon_s$ [%°]	$\Delta f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]
0,30-0,275-152-REF	50,0	2,38	17,5	3,66	25,95	0,30	0,275	6,156	Dom 3	5,312	27335	3,50	6,45	25,700	177,7
0,30-0,275-152-01	12,5	0,60	17,5	3,66	103,78	0,30	0,275	6,201	Dom 3	5,249	27377	3,50	6,38	25,630	177,6
0,30-0,275-152-02	25,0	1,19	17,5	3,66	51,89	0,30	0,275								
0,30-0,275-152-03	37,5	1,79	17,5	3,66	34,59	0,30	0,275	6,089	Dom 3	5,409	27225	3,50	6,56	25,760	177,8
0,30-0,275-152-04	60,0	2,86	17,5	3,66	21,62	0,30	0,275	6,140	Dom 3	5,336	27280	3,50	6,48	25,720	177,7
0,30-0,275-152-05	75,0	3,57	17,5	3,66	17,30	0,30	0,275	6,009	Dom 3	5,528	26845	3,50	6,69	25,850	177,9
0,30-0,275-152-06	100,0	4,76	17,5	3,66	12,97	0,30	0,275	6,109	Dom 3	5,381	27227	3,50	6,53	25,760	177,8
0,30-0,275-152-07	50,0	2,38	12,5	2,88	20,44	0,30	0,275								
0,30-0,275-152-08	50,0	2,38	14,0	3,13	22,20	0,30	0,275								
0,30-0,275-152-09	50,0	2,38	15,5	3,37	23,87	0,30	0,275	5,485	Dom 3	6,390	22661	3,50	6,39	26,290	178,3
0,30-0,275-152-10	50,0	2,38	19,5	3,93	27,87	0,30	0,275								
0,30-0,275-152-11	50,0	2,38	17,5	13,90	25,95	0,62	0,526								
0,30-0,275-152-12	50,0	2,38	17,5	7,32	25,95	0,46	0,365	8,202	Dom 3	3,115	33289	3,50	3,97	22,940	174,9
0,30-0,275-152-13	50,0	2,38	17,5	5,85	25,95	0,41	0,329								
0,30-0,275-152-14	50,0	2,38	17,5	4,50	25,95	0,35	0,296								
0,30-0,275-152-15	50,0	2,38	17,5	3,25	25,95	0,28	0,265	5,843	Dom 3	5,784	26272	3,50	6,98	25,990	178,0
0,30-0,275-152-16	50,0	2,38	17,5	3,05	25,95	0,26	0,260	5,872	Dom 3	5,738	26497	3,50	6,93	25,960	178,0
0,30-0,275-152-17	50,0	2,38	17,5	3,66	103,78	0,10	0,831	12,384	Dom 4	0,881	46680	3,50	1,45	8,700	160,7
0,30-0,275-152-18	50,0	2,38	17,5	3,66	51,89	0,18	0,460	10,465	Dom 4	1,684	41635	3,50	2,35	16,050	168,1
0,30-0,275-152-19	50,0	2,38	17,5	3,66	34,59	0,24	0,337	7,639	Dom 3	3,602	32437	3,50	4,52	23,700	175,7
0,30-0,275-152-20	50,0	2,38	17,5	3,66	21,62	0,34	0,244								
0,30-0,275-152-21	50,0	2,38	17,5	3,66	17,30	0,39	0,213								
0,30-0,275-152-22	50,0	2,38	17,5	3,66	12,97	0,46	0,182								
0,30-0,275-152-23	12,5	0,60	17,5	3,66	25,95	0,63	0,136	3,236	Dom 2	8,598	13198	2,27	10,00	27,010	179,0
0,30-0,275-152-24	25,0	1,19	17,5	3,66	25,95	0,46	0,182								
0,30-0,275-152-25	37,5	1,79	17,5	3,66	25,95	0,36	0,229								
0,30-0,275-152-26	60,0	2,86	17,5	3,66	25,95	0,26	0,312	7,042	Dom 3	4,204	30509	3,50	5,20	24,660	176,7
0,30-0,275-152-27	75,0	3,57	17,5	3,66	25,95	0,22	0,368	8,278	Dom 3	3,053	34924	3,50	3,90	22,440	174,4
0,30-0,275-152-28	100,0	4,76	17,5	3,66	25,95	0,18	0,460								
0,30-0,275-152-29	50,0	2,38	12,5	3,66	25,95	0,30	0,349	6,133	Dom 3	5,346	20791	3,50	3,63	25,740	177,7
0,30-0,275-152-30	50,0	2,38	14,0	3,66	25,95	0,30	0,321	6,030	Dom 3	5,497	22469	3,50	4,63	25,840	177,8
0,30-0,275-152-31	50,0	2,38	15,5	3,66	25,95	0,30	0,299	6,165	Dom 3	5,299	24692	3,50	5,30	25,700	177,7
0,30-0,275-152-32	50,0	2,38	19,5	3,66	25,95	0,30	0,256	6,228	Dom 3	5,210	30078	3,50	7,46	25,630	177,6



Protótipo	$f_y$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$\varepsilon_y$ [%°]	$d_s$ [cm]	$A_{ps}$ [cm <sup>2</sup> ]	$A_s$ [cm <sup>2</sup> ]	$PPR_e$	$\omega_e$	x [cm]	Dom	$\Delta\varepsilon_p$ [%°]	$M_{res}$ [kN.cm]	$-\varepsilon_c$ [%°]	$\varepsilon_s$ [%°]	$\Delta f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]
0,70-0,150-92,7-REF	50,0	2,38	17,5	7,27	5,78	0,70	0,150	5,1	Dom 3	7,20	20924	3,50	8,58	84,0	176,7
0,70-0,150-92,7-01	12,5	0,60	17,5	7,27	23,11	0,70	0,150	4,9	Dom 3	7,67	19801	3,50	9,11	84,5	177,2
0,70-0,150-92,7-02	25,0	1,19	17,5	7,27	11,56	0,70	0,150								
0,70-0,150-92,7-03	37,5	1,79	17,5	7,27	7,70	0,70	0,150	5,0	Dom 3	7,42	20950	3,50	8,83	84,3	177,0
0,70-0,150-92,7-04	60,0	2,86	17,5	7,27	4,82	0,70	0,150	4,9	Dom 3	7,52	20868	3,50	8,94	84,4	177,1
0,70-0,150-92,7-05	75,0	3,57	17,5	7,27	3,85	0,70	0,150	4,9	Dom 3	7,50	20867	3,50	8,92	84,3	177,0
0,70-0,150-92,7-06	100,0	4,76	17,5	7,27	2,89	0,70	0,150	4,9	Dom 3	7,52	20827	3,50	8,95	84,4	177,1
0,70-0,150-92,7-07	50,0	2,38	12,5	6,55	5,21	0,70	0,150								
0,70-0,150-92,7-08	50,0	2,38	14,0	6,80	5,41	0,70	0,150	4,8	Dom 3	7,85	19128	3,50	6,75	84,7	177,4
0,70-0,150-92,7-09	50,0	2,38	15,5	7,02	5,58	0,70	0,150	4,8	Dom 3	7,75	19848	3,50	7,75	84,6	177,3
0,70-0,150-92,7-10	50,0	2,38	19,5	7,48	5,95	0,70	0,150	5,1	Dom 3	7,18	22228	3,50	9,94	84,0	176,7
0,70-0,150-92,7-11	50,0	2,38	17,5	16,85	5,78	0,84	0,293	9,0	Dom 3	2,53	33611	3,50	3,31	54,7	147,4
0,70-0,150-92,7-12	50,0	2,38	17,5	8,87	5,78	0,74	0,174	5,8	Dom 3	5,86	23760	3,50	7,07	81,4	174,1
0,70-0,150-92,7-13	50,0	2,38	17,5	7,10	5,78	0,69	0,147	4,9	Dom 3	7,59	20737	3,50	9,02	84,4	177,1
0,70-0,150-92,7-14	50,0	2,38	17,5	4,43	5,78	0,59	0,108	3,5	Dom 2	8,57	14440	2,50	10,00	85,2	177,9
0,70-0,150-92,7-15	50,0	2,38	17,5	3,94	5,78	0,56	0,100								
0,70-0,150-92,7-16	50,0	2,38	17,5	3,69	5,78	0,54	0,096	3,2	Dom 2	8,61	12390	2,20	10,00	85,2	177,9
0,70-0,150-92,7-17	50,0	2,38	17,5	7,27	23,11	0,37	0,274	7,5	Dom 3	3,77	30996	3,50	4,70	67,4	160,1
0,70-0,150-92,7-18	50,0	2,38	17,5	7,27	11,56	0,54	0,191	5,8	Dom 3	5,89	24662	3,50	7,10	81,3	174,0
0,70-0,150-92,7-19	50,0	2,38	17,5	7,27	7,70	0,64	0,164	5,2	Dom 3	6,90	22284	3,50	8,24	83,6	176,3
0,70-0,150-92,7-20	50,0	2,38	17,5	7,27	4,82	0,74	0,143	4,8	Dom 3	7,74	20251	3,50	9,19	84,6	177,3
0,70-0,150-92,7-21	50,0	2,38	17,5	7,27	3,85	0,78	0,136	4,7	Dom 3	8,16	19617	3,50	9,67	84,9	177,6
0,70-0,150-92,7-22	50,0	2,38	17,5	7,27	2,89	0,82	0,129	4,9	Dom 3	7,58	20034	3,50	9,01	84,4	177,1
0,70-0,150-92,7-23	12,5	0,60	17,5	7,27	5,78	0,90	0,119								
0,70-0,150-92,7-24	25,0	1,19	17,5	7,27	5,78	0,82	0,129								
0,70-0,150-92,7-25	37,5	1,79	17,5	7,27	5,78	0,76	0,140	4,9	Dom 3	7,58	20034	3,50	9,01	84,4	177,1
0,70-0,150-92,7-26	60,0	2,86	17,5	7,27	5,78	0,66	0,158	5,2	Dom 3	7,00	21681	3,50	8,36	83,7	176,4
0,70-0,150-92,7-27	75,0	3,57	17,5	7,27	5,78	0,61	0,171	5,7	Dom 3	6,06	22719	3,50	7,29	81,9	174,6
0,70-0,150-92,7-28	100,0	4,76	17,5	7,27	5,78	0,54	0,191	5,8	Dom 3	5,85	24543	3,50	7,06	81,3	174,0
0,70-0,150-92,7-29	50,0	2,38	12,5	7,27	5,78	0,70	0,167	4,9	Dom 3	7,65	19184	3,50	5,49	84,5	177,2
0,70-0,150-92,7-30	50,0	2,38	14,0	7,27	5,78	0,70	0,160	4,9	Dom 3	7,51	19838	3,50	6,45	84,4	177,1
0,70-0,150-92,7-31	50,0	2,38	15,5	7,27	5,78	0,70	0,155	5,0	Dom 3	7,45	20315	3,50	7,45	84,3	177,0
0,70-0,150-92,7-32	50,0	2,38	19,5	7,27	5,78	0,70	0,146	5,0	Dom 2	7,24	21641	3,47	10,00	84,1	176,8

Protótipo	$f_y$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$\varepsilon_y$ [%°]	$d_s$ [cm]	$A_{ps}$ [cm <sup>2</sup> ]	$A_s$ [cm <sup>2</sup> ]	$PPR_e$	$\omega_e$	x [cm]	Dom	$\Delta\varepsilon_p$ [%°]	$M_{res}$ [kN.cm]	$-\varepsilon_c$ [%°]	$\varepsilon_s$ [%°]	$\Delta f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]
0,70-0,150-112,5-REF	50,0	2,38	17,5	5,99	5,78	0,70	0,150								
0,70-0,150-112,5-01	12,5	0,60	17,5	5,99	23,11	0,70	0,150								
0,70-0,150-112,5-02	25,0	1,19	17,5	5,99	11,56	0,70	0,150								
0,70-0,150-112,5-03	37,5	1,79	17,5	5,99	7,70	0,70	0,150								
0,70-0,150-112,5-04	60,0	2,86	17,5	5,99	4,82	0,70	0,150								
0,70-0,150-112,5-05	75,0	3,57	17,5	5,99	3,85	0,70	0,150								
0,70-0,150-112,5-06	100,0	4,76	17,5	5,99	2,89	0,70	0,150	4,3	Dom 2	8,48	18693	3,29	10,00	65,9	178,4
0,70-0,150-112,5-07	50,0	2,38	12,5	5,40	5,21	0,70	0,150								
0,70-0,150-112,5-08	50,0	2,38	14,0	5,61	5,41	0,70	0,150	3,9	Dom 3	10,36	16540	3,50	9,02	66,5	179,0
0,70-0,150-112,5-09	50,0	2,38	15,5	5,79	5,58	0,70	0,150								
0,70-0,150-112,5-10	50,0	2,38	19,5	6,17	5,95	0,70	0,150								
0,70-0,150-112,5-11	50,0	2,38	17,5	16,85	5,78	0,87	0,347	9,6	Dom 3	2,15	35828	3,50	2,88	45,2	157,7
0,70-0,150-112,5-12	50,0	2,38	17,5	8,87	5,78	0,78	0,202	5,9	Dom 3	5,74	24136	3,50	6,93	63,7	176,2
0,70-0,150-112,5-13	50,0	2,38	17,5	7,10	5,78	0,73	0,170	4,9	Dom 3	7,49	20850	3,50	8,91	65,4	177,9
0,70-0,150-112,5-14	50,0	2,38	17,5	4,43	5,78	0,63	0,122	3,5	Dom 2	8,57	14208	2,49	10,00	65,9	178,4
0,70-0,150-112,5-15	50,0	2,38	17,5	3,94	5,78	0,61	0,113	3,3	Dom 2	8,60	13148	2,29	10,00	65,9	178,4
0,70-0,150-112,5-16	50,0	2,38	17,5	3,69	5,78	0,59	0,108	3,4	Dom 2	8,58	13675	2,39	10,00	65,9	178,4
0,70-0,150-112,5-17	50,0	2,38	17,5	5,99	23,11	0,37	0,274	7,0	Dom 3	4,23	29657	3,50	5,23	59,0	171,5
0,70-0,150-112,5-18	50,0	2,38	17,5	5,99	11,56	0,54	0,191	5,2	Dom 3	7,00	22523	3,50	8,35	65,0	177,5
0,70-0,150-112,5-19	50,0	2,38	17,5	5,99	7,70	0,64	0,164	4,5	Dom 3	8,43	19878	3,50	9,97	65,8	178,3
0,70-0,150-112,5-20	50,0	2,38	17,5	5,99	4,82	0,74	0,143								
0,70-0,150-112,5-21	50,0	2,38	17,5	5,99	3,85	0,78	0,136	4,1	Dom 2	8,50	17532	3,09	10,00	65,9	178,4
0,70-0,150-112,5-22	50,0	2,38	17,5	5,99	2,89	0,82	0,129	3,9	Dom 2	8,53	16150	2,85	10,00	65,9	178,4
0,70-0,150-112,5-23	12,5	0,60	17,5	5,99	5,78	0,90	0,119	3,7	Dom 2	8,55	15136	2,70	10,00	65,9	178,4
0,70-0,150-112,5-24	25,0	1,19	17,5	5,99	5,78	0,82	0,129	3,7	Dom 2	8,55	15423	2,65	10,00	65,8	178,3
0,70-0,150-112,5-25	37,5	1,79	17,5	5,99	5,78	0,76	0,140								
0,70-0,150-112,5-26	60,0	2,86	17,5	5,99	5,78	0,66	0,158	4,5	Dom 2	8,46	19649	3,48	10,00	65,9	178,4
0,70-0,150-112,5-27	75,0	3,57	17,5	5,99	5,78	0,61	0,171	4,8	Dom 3	7,78	20459	3,50	9,24	65,5	178,0
0,70-0,150-112,5-28	100,0	4,76	17,5	5,99	5,78	0,54	0,191	5,1	Dom 3	7,06	22312	3,50	8,42	65,1	177,6
0,70-0,150-112,5-29	50,0	2,38	12,5	5,99	5,78	0,70	0,167								
0,70-0,150-112,5-30	50,0	2,38	14,0	5,99	5,78	0,70	0,160								
0,70-0,150-112,5-31	50,0	2,38	15,5	5,99	5,78	0,70	0,155	4,0	Dom 2	10,00	16948	3,42	10,00	66,4	178,9
0,70-0,150-112,5-32	50,0	2,38	19,5	5,99	5,78	0,70	0,146	4,4	Dom 2	7,35	18910	2,93	10,00	65,3	177,8

Protótipo	$f_y$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$\epsilon_y$ [%°]	$d_s$ [cm]	$A_{ps}$ [cm <sup>2</sup> ]	$A_s$ [cm <sup>2</sup> ]	$PPR_e$	$\omega_e$	x [cm]	Dom	$\Delta\epsilon_p$ [%°]	$M_{res}$ [kN.cm]	$-\epsilon_c$ [%°]	$\epsilon_s$ [%°]	$\Delta f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]
0,70-0,150-132,3-REF	50,0	2,38	17,5	5,10	5,78	0,70	0,150	3,9	Dom 2	8,53	16335	2,85	10,00	46,4	178,7
0,70-0,150-132,3-01	12,5	0,60	17,5	5,10	23,11	0,70	0,150	4,0	Dom 2	8,52	16827	2,92	10,00	46,4	178,7
0,70-0,150-132,3-02	25,0	1,19	17,5	5,10	11,56	0,70	0,150	3,9	Dom 2	8,53	16756	2,91	10,00	46,4	178,7
0,70-0,150-132,3-03	37,5	1,79	17,5	5,10	7,70	0,70	0,150								
0,70-0,150-132,3-04	60,0	2,86	17,5	5,10	4,82	0,70	0,150	3,8	Dom 2	8,54	15926	2,80	10,00	46,5	178,8
0,70-0,150-132,3-05	75,0	3,57	17,5	5,10	3,85	0,70	0,150								
0,70-0,150-132,3-06	100,0	4,76	17,5	5,10	2,89	0,70	0,150								
0,70-0,150-132,3-07	50,0	2,38	12,5	4,59	5,21	0,70	0,150								
0,70-0,150-132,3-08	50,0	2,38	14,0	4,77	5,41	0,70	0,150								
0,70-0,150-132,3-09	50,0	2,38	15,5	4,92	5,58	0,70	0,150								
0,70-0,150-132,3-10	50,0	2,38	19,5	5,24	5,95	0,70	0,150								
0,70-0,150-132,3-11	50,0	2,38	17,5	16,85	5,78	0,89	0,401	10,1	Dom 3	1,86	38570	3,50	2,55	34,1	166,4
0,70-0,150-132,3-12	50,0	2,38	17,5	8,87	5,78	0,80	0,231	5,8	Dom 3	5,79	24253	3,50	6,99	45,2	177,5
0,70-0,150-132,3-13	50,0	2,38	17,5	7,10	5,78	0,76	0,193	4,9	Dom 3	7,55	20792	3,50	8,98	46,1	178,4
0,70-0,150-132,3-14	50,0	2,38	17,5	4,43	5,78	0,67	0,136	3,4	Dom 2	8,58	14038	2,43	10,00	46,5	178,8
0,70-0,150-132,3-15	50,0	2,38	17,5	3,94	5,78	0,64	0,125	3,3	Dom 2	8,59	13198	2,30	10,00	46,5	178,8
0,70-0,150-132,3-16	50,0	2,38	17,5	3,69	5,78	0,63	0,120	3,2	Dom 2	8,60	12820	2,24	10,00	46,5	178,8
0,70-0,150-132,3-17	50,0	2,38	17,5	5,10	23,11	0,37	0,274	6,6	Dom 3	4,70	28284	3,50	5,75	43,6	175,9
0,70-0,150-132,3-18	50,0	2,38	17,5	5,10	11,56	0,54	0,191	4,5	Dom 2	8,47	19954	3,43	10,00	46,4	178,7
0,70-0,150-132,3-19	50,0	2,38	17,5	5,10	7,70	0,64	0,164	4,0	Dom 2	8,52	17425	2,99	10,00	46,4	178,7
0,70-0,150-132,3-20	50,0	2,38	17,5	5,10	4,82	0,74	0,143								
0,70-0,150-132,3-21	50,0	2,38	17,5	5,10	3,85	0,78	0,136	3,4	Dom 2	8,58	14002	2,43	10,00	46,5	178,8
0,70-0,150-132,3-22	50,0	2,38	17,5	5,10	2,89	0,82	0,129	3,3	Dom 2	8,59	13649	2,35	10,00	46,5	178,8
0,70-0,150-132,3-23	12,5	0,60	17,5	5,10	5,78	0,90	0,119								
0,70-0,150-132,3-24	25,0	1,19	17,5	5,10	5,78	0,82	0,129	3,3	Dom 2	8,59	13690	2,36	10,00	46,4	178,7
0,70-0,150-132,3-25	37,5	1,79	17,5	5,10	5,78	0,76	0,140								
0,70-0,150-132,3-26	60,0	2,86	17,5	5,10	5,78	0,66	0,158	4,0	Dom 2	8,52	17023	2,92	10,00	46,4	178,7
0,70-0,150-132,3-27	75,0	3,57	17,5	5,10	5,78	0,61	0,171	4,2	Dom 2	8,50	18495	3,17	10,00	46,4	178,7
0,70-0,150-132,3-28	100,0	4,76	17,5	5,10	5,78	0,54	0,191	4,5	Dom 2	8,47	19958	3,43	10,00	46,4	178,7
0,70-0,150-132,3-29	50,0	2,38	12,5	5,10	5,78	0,70	0,167								
0,70-0,150-132,3-30	50,0	2,38	14,0	5,10	5,78	0,70	0,160								
0,70-0,150-132,3-31	50,0	2,38	15,5	5,10	5,78	0,70	0,155	3,8	Dom 2	10,00	16172	3,29	10,00	46,8	179,1
0,70-0,150-132,3-32	50,0	2,38	19,5	5,10	5,78	0,70	0,146	4,0	Dom 2	7,42	16985	2,59	10,00	46,0	178,3

Protótipo	$f_y$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$\varepsilon_y$ [%°]	$d_s$ [cm]	$A_{ps}$ [cm <sup>2</sup> ]	$A_s$ [cm <sup>2</sup> ]	$PPR_e$	$\omega_e$	x [cm]	Dom	$\Delta\varepsilon_p$ [%°]	$M_{res}$ [kN.cm]	$-\varepsilon_c$ [%°]	$\varepsilon_s$ [%°]	$\Delta f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]
0,70-0,150-152-REF	50,0	2,38	17,5	4,43	5,78	0,70	0,150								
0,70-0,150-152-01	12,5	0,60	17,5	4,43	23,11	0,70	0,150								
0,70-0,150-152-02	25,0	1,19	17,5	4,43	11,56	0,70	0,150	3,6	Dom 2	8,56	14989	2,60	10,00	27,0	179,0
0,70-0,150-152-03	37,5	1,79	17,5	4,43	7,70	0,70	0,150								
0,70-0,150-152-04	60,0	2,86	17,5	4,43	4,82	0,70	0,150	3,4	Dom 2	8,58	13838	2,40	10,00	27,0	179,0
0,70-0,150-152-05	75,0	3,57	17,5	4,43	3,85	0,70	0,150								
0,70-0,150-152-06	100,0	4,76	17,5	4,43	2,89	0,70	0,150								
0,70-0,150-152-07	50,0	2,38	12,5	4,00	5,21	0,70	0,150	3,0	Dom 2	13,17	12177	3,20	10,00	28,0	180,0
0,70-0,150-152-08	50,0	2,38	14,0	4,15	5,41	0,70	0,150	3,0	Dom 2	11,36	12329	2,68	10,00	27,5	179,5
0,70-0,150-152-09	50,0	2,38	15,5	4,28	5,58	0,70	0,150								
0,70-0,150-152-10	50,0	2,38	19,5	4,56	5,95	0,70	0,150	3,8	Dom 2	7,46	15786	2,40	10,00	26,7	178,7
0,70-0,150-152-11	50,0	2,38	17,5	16,85	5,78	0,90	0,454								
0,70-0,150-152-12	50,0	2,38	17,5	8,87	5,78	0,82	0,259	5,9	Dom 3	5,76	24466	3,50	6,96	26,1	178,1
0,70-0,150-152-13	50,0	2,38	17,5	7,10	5,78	0,79	0,215								
0,70-0,150-152-14	50,0	2,38	17,5	5,46	5,78	0,74	0,175	4,0	Dom 2	8,51	17339	3,00	10,00	27,0	179,0
0,70-0,150-152-15	50,0	2,38	17,5	3,94	5,78	0,67	0,138	3,4	Dom 2	8,58	13959	2,40	10,00	27,0	179,0
0,70-0,150-152-16	50,0	2,38	17,5	3,69	5,78	0,66	0,132	3,2	Dom 2	8,61	12548	2,20	10,00	27,0	179,0
0,70-0,150-152-17	50,0	2,38	17,5	4,43	23,11	0,37	0,274								
0,70-0,150-152-18	50,0	2,38	17,5	4,43	11,56	0,54	0,191								
0,70-0,150-152-19	50,0	2,38	17,5	4,43	7,70	0,64	0,164	3,9	Dom 2	8,53	16406	2,83	10,00	27,0	179,0
0,70-0,150-152-20	50,0	2,38	17,5	4,43	4,82	0,74	0,143	3,3	Dom 2	8,59	13630	2,37	10,00	27,0	179,0
0,70-0,150-152-21	50,0	2,38	17,5	4,43	3,85	0,78	0,136								
0,70-0,150-152-22	50,0	2,38	17,5	4,43	2,89	0,82	0,129	3,2	Dom 2	8,60	12293	2,23	10,00	27,1	179,1
0,70-0,150-152-23	12,5	0,60	17,5	4,43	5,78	0,90	0,119	3,1	Dom 2	8,61	11461	2,12	10,00	27,0	179,0
0,70-0,150-152-24	25,0	1,19	17,5	4,43	5,78	0,82	0,129	3,1	Dom 2	8,61	12126	2,17	10,00	27,0	179,0
0,70-0,150-152-25	37,5	1,79	17,5	4,43	5,78	0,76	0,140	3,3	Dom 2	8,59	13231	2,32	10,00	27,0	179,0
0,70-0,150-152-26	60,0	2,86	17,5	4,43	5,78	0,66	0,158	3,8	Dom 2	8,54	15963	2,76	10,00	27,0	179,0
0,70-0,150-152-27	75,0	3,57	17,5	4,43	5,78	0,61	0,171	4,0	Dom 2	8,52	17170	2,95	10,00	27,0	179,0
0,70-0,150-152-28	100,0	4,76	17,5	4,43	5,78	0,54	0,191	4,3	Dom 2	8,49	19117	3,25	10,00	27,0	179,0
0,70-0,150-152-29	50,0	2,38	12,5	4,43	5,78	0,70	0,167								
0,70-0,150-152-30	50,0	2,38	14,0	4,43	5,78	0,70	0,160	3,3	Dom 2	11,41	13834	3,13	10,00	27,7	179,7
0,70-0,150-152-31	50,0	2,38	15,5	4,43	5,78	0,70	0,155								
0,70-0,150-152-32	50,0	2,38	19,5	4,43	5,78	0,70	0,146	3,5	Dom 2	7,51	14274	2,16	10,00	26,7	178,7

Protótipo	$f_y$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$\varepsilon_y$ [%°]	$d_s$ [cm]	$A_{ps}$ [cm <sup>2</sup> ]	$A_s$ [cm <sup>2</sup> ]	$PPR_e$	$\omega_e$	x [cm]	Dom	$\Delta\varepsilon_p$ [%°]	$M_{res}$ [kN.cm]	$-\varepsilon_c$ [%°]	$\varepsilon_s$ [%°]	$\Delta f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]
0,70-0,275-92,7-REF	50,0	2,38	17,5	13,33	10,59	0,70	0,275	8,2	Dom 3	3,10	32050	3,50	3,95	61,2	153,9
0,70-0,275-92,7-01	12,5	0,60	17,5	13,33	42,37	0,70	0,275	8,2	Dom 3	3,14	31757	3,50	4,00	60,9	153,6
0,70-0,275-92,7-02	25,0	1,19	17,5	13,33	21,19	0,70	0,275	8,2	Dom 3	3,08	31954	3,50	3,93	60,6	153,3
0,70-0,275-92,7-03	37,5	1,79	17,5	13,33	14,12	0,70	0,275	8,2	Dom 3	3,12	31891	3,50	3,98	61,4	154,1
0,70-0,275-92,7-04	60,0	2,86	17,5	13,33	8,83	0,70	0,275	8,2	Dom 3	3,08	32118	3,50	3,93	61,0	153,7
0,70-0,275-92,7-05	75,0	3,57	17,5	13,33	7,06	0,70	0,275	8,3	Dom 3	3,04	32037	3,50	3,88	60,6	153,3
0,70-0,275-92,7-06	100,0	4,76	17,5	13,33	5,30	0,70	0,275								
0,70-0,275-92,7-07	50,0	2,38	12,5	12,01	9,54	0,70	0,275								
0,70-0,275-92,7-08	50,0	2,38	14,0	12,47	9,91	0,70	0,275	7,8	Dom 3	3,42	29120	3,50	2,75	65,3	158,0
0,70-0,275-92,7-09	50,0	2,38	15,5	12,87	10,23	0,70	0,275	8,0	Dom 3	3,27	30398	3,50	3,27	63,5	156,2
0,70-0,275-92,7-10	50,0	2,38	19,5	13,72	10,90	0,70	0,275	8,4	Dom 3	2,93	33515	3,50	4,59	58,9	151,6
0,70-0,275-92,7-11	50,0	2,38	17,5	30,90	10,59	0,84	0,538								
0,70-0,275-92,7-12	50,0	2,38	17,5	16,26	10,59	0,74	0,319	9,2	Dom 3	2,37	34732	3,50	3,13	51,6	144,3
0,70-0,275-92,7-13	50,0	2,38	17,5	13,01	10,59	0,69	0,270	8,1	Dom 3	3,21	31647	3,50	4,07	62,6	155,3
0,70-0,275-92,7-14	50,0	2,38	17,5	8,13	10,59	0,59	0,197	6,1	Dom 3	5,45	25496	3,50	6,61	79,9	172,6
0,70-0,275-92,7-15	50,0	2,38	17,5	7,23	10,59	0,56	0,184	5,6	Dom 3	6,12	23997	3,50	7,36	82,0	174,7
0,70-0,275-92,7-16	50,0	2,38	17,5	6,77	10,59	0,54	0,177	5,4	Dom 3	6,49	23502	3,50	7,78	82,8	175,5
0,70-0,275-92,7-17	50,0	2,38	17,5	13,33	42,37	0,37	0,502								
0,70-0,275-92,7-18	50,0	2,38	17,5	13,33	21,19	0,54	0,351	9,5	Dom 3	2,23	36270	3,50	2,97	47,5	140,2
0,70-0,275-92,7-19	50,0	2,38	17,5	13,33	14,12	0,64	0,300	8,6	Dom 3	2,78	33438	3,50	3,59	56,6	149,3
0,70-0,275-92,7-20	50,0	2,38	17,5	13,33	8,83	0,74	0,262	8,0	Dom 3	3,25	31387	3,50	4,12	63,3	156,0
0,70-0,275-92,7-21	50,0	2,38	17,5	13,33	7,06	0,78	0,250	7,9	Dom 3	3,37	30572	3,50	4,26	64,9	157,6
0,70-0,275-92,7-22	50,0	2,38	17,5	13,33	5,30	0,82	0,237	7,7	Dom 3	3,55	29824	3,50	4,46	67,1	159,8
0,70-0,275-92,7-23	12,5	0,60	17,5	13,33	10,59	0,90	0,218	7,3	Dom 3	3,89	28705	3,50	4,85	70,4	163,1
0,70-0,275-92,7-24	25,0	1,19	17,5	13,33	10,59	0,82	0,237	7,6	Dom 3	3,61	29842	3,50	4,52	67,5	160,2
0,70-0,275-92,7-25	37,5	1,79	17,5	13,33	10,59	0,76	0,256	7,9	Dom 3	3,34	30996	3,50	4,23	64,4	157,1
0,70-0,275-92,7-26	60,0	2,86	17,5	13,33	10,59	0,66	0,290	8,5	Dom 3	2,85	32923	3,50	3,67	57,8	150,5
0,70-0,275-92,7-27	75,0	3,57	17,5	13,33	10,59	0,61	0,313								
0,70-0,275-92,7-28	100,0	4,76	17,5	13,33	10,59	0,54	0,351								
0,70-0,275-92,7-29	50,0	2,38	12,5	13,33	10,59	0,70	0,305								
0,70-0,275-92,7-30	50,0	2,38	14,0	13,33	10,59	0,70	0,294	8,3	Dom 3	3,06	30181	3,50	2,43	61,0	153,7
0,70-0,275-92,7-31	50,0	2,38	15,5	13,33	10,59	0,70	0,285	8,3	Dom 3	3,07	31025	3,50	3,07	61,0	153,7
0,70-0,275-92,7-32	50,0	2,38	19,5	13,33	10,59	0,70	0,267	8,2	Dom 3	3,13	33002	3,50	4,84	61,4	154,1

Protótipo	$f_y$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$\varepsilon_y$ [%°]	$d_s$ [cm]	$A_{ps}$ [cm <sup>2</sup> ]	$A_s$ [cm <sup>2</sup> ]	$PPR_e$	$\omega_e$	x [cm]	Dom	$\Delta\varepsilon_p$ [%°]	$M_{res}$ [kN.cm]	$-\varepsilon_c$ [%°]	$\varepsilon_s$ [%°]	$\Delta f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]
0,70-0,275-112,5-REF	50,0	2,38	17,5	10,99	10,59	0,70	0,275	7,7	Dom 3	3,30	30177	3,27	4,14	54,2	166,7
0,70-0,275-112,5-01	12,5	0,60	17,5	10,99	42,37	0,70	0,275	7,6	Dom 3	3,63	30097	3,50	4,55	56,1	168,6
0,70-0,275-112,5-02	25,0	1,19	17,5	10,99	21,19	0,70	0,275	7,6	Dom 3	3,67	30134	3,50	4,59	56,7	169,2
0,70-0,275-112,5-03	37,5	1,79	17,5	10,99	14,12	0,70	0,275	7,8	Dom 3	3,43	30094	3,50	4,32	55,3	167,8
0,70-0,275-112,5-04	60,0	2,86	17,5	10,99	8,83	0,70	0,275	7,6	Dom 3	3,60	30311	3,50	4,52	56,4	168,9
0,70-0,275-112,5-05	75,0	3,57	17,5	10,99	7,06	0,70	0,275	7,6	Dom 3	3,65	30268	3,50	4,57	56,7	169,2
0,70-0,275-112,5-06	100,0	4,76	17,5	10,99	5,30	0,70	0,275								
0,70-0,275-112,5-07	50,0	2,38	12,5	9,90	9,54	0,70	0,275								
0,70-0,275-112,5-08	50,0	2,38	14,0	10,28	9,91	0,70	0,275	7,2	Dom 3	4,06	27112	3,50	3,33	59,0	171,5
0,70-0,275-112,5-09	50,0	2,38	15,5	10,61	10,23	0,70	0,275	7,4	Dom 3	3,88	28444	3,50	3,88	58,0	170,5
0,70-0,275-112,5-10	50,0	2,38	19,5	11,30	10,90	0,70	0,275	7,8	Dom 3	3,43	31966	3,50	5,22	55,3	167,8
0,70-0,275-112,5-11	50,0	2,38	17,5	30,90	10,59	0,87	0,636								
0,70-0,275-112,5-12	50,0	2,38	17,5	16,26	10,59	0,78	0,371	9,9	Dom 3	2,00	36781	3,50	2,71	42,6	155,1
0,70-0,275-112,5-13	50,0	2,38	17,5	13,01	10,59	0,73	0,312	8,6	Dom 3	2,80	32837	3,50	3,62	50,5	163,0
0,70-0,275-112,5-14	50,0	2,38	17,5	8,13	10,59	0,63	0,223	6,2	Dom 3	5,27	25872	3,50	6,40	62,7	175,2
0,70-0,275-112,5-15	50,0	2,38	17,5	7,23	10,59	0,61	0,207								
0,70-0,275-112,5-16	50,0	2,38	17,5	6,77	10,59	0,59	0,199	5,4	Dom 3	6,51	23332	3,50	7,80	64,6	177,1
0,70-0,275-112,5-17	50,0	2,38	17,5	10,99	42,37	0,37	0,502								
0,70-0,275-112,5-18	50,0	2,38	17,5	10,99	21,19	0,54	0,351	9,0	Dom 3	2,53	35181	3,50	3,31	46,6	159,1
0,70-0,275-112,5-19	50,0	2,38	17,5	10,99	14,12	0,64	0,300	8,1	Dom 3	3,21	31914	3,50	4,08	53,5	166,0
0,70-0,275-112,5-20	50,0	2,38	17,5	10,99	8,83	0,74	0,262	7,4	Dom 3	3,86	29459	3,50	4,81	58,0	170,5
0,70-0,275-112,5-21	50,0	2,38	17,5	10,99	7,06	0,78	0,250	7,1	Dom 3	4,12	28397	3,50	5,11	59,3	171,8
0,70-0,275-112,5-22	50,0	2,38	17,5	10,99	5,30	0,82	0,237	7,1	Dom 3	4,13	27448	3,50	5,12	59,5	172,0
0,70-0,275-112,5-23	12,5	0,60	17,5	10,99	10,59	0,90	0,218	6,5	Dom 3	4,84	25967	3,50	5,92	61,9	174,4
0,70-0,275-112,5-24	25,0	1,19	17,5	10,99	10,59	0,82	0,237	6,9	Dom 3	4,39	27370	3,50	5,41	60,4	172,9
0,70-0,275-112,5-25	37,5	1,79	17,5	10,99	10,59	0,76	0,256	7,2	Dom 3	4,02	28840	3,50	4,99	58,8	171,3
0,70-0,275-112,5-26	60,0	2,86	17,5	10,99	10,59	0,66	0,290	7,9	Dom 3	3,39	31201	3,50	4,28	54,9	167,4
0,70-0,275-112,5-27	75,0	3,57	17,5	10,99	10,59	0,61	0,313	8,3	Dom 3	3,07	32725	3,50	3,92	49,5	162,0
0,70-0,275-112,5-28	100,0	4,76	17,5	10,99	10,59	0,54	0,351								
0,70-0,275-112,5-29	50,0	2,38	12,5	10,99	10,59	0,70	0,305								
0,70-0,275-112,5-30	50,0	2,38	14,0	10,99	10,59	0,70	0,294	7,6	Dom 3	3,63	28358	3,50	2,94	56,7	169,2
0,70-0,275-112,5-31	50,0	2,38	15,5	10,99	10,59	0,70	0,285	7,6	Dom 3	3,63	29151	3,50	3,63	56,6	169,1
0,70-0,275-112,5-32	50,0	2,38	19,5	10,99	10,59	0,70	0,267	7,6	Dom 3	3,67	31137	3,50	5,52	56,7	169,2

Protótipo	$f_y$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$\epsilon_y$ [%°]	$d_s$ [cm]	$A_{ps}$ [cm <sup>2</sup> ]	$A_s$ [cm <sup>2</sup> ]	$PPR_e$	$\omega_e$	x [cm]	Dom	$\Delta\epsilon_p$ [%°]	$M_{res}$ [kN.cm]	$-\epsilon_c$ [%°]	$\epsilon_s$ [%°]	$\Delta f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]
0,70-0,275-132,3-REF	50,0	2,38	17,5	9,34	10,59	0,70	0,275	6,9	Dom 3	4,35	27955	3,50	5,37	43,3	175,6
0,70-0,275-132,3-01	12,5	0,60	17,5	9,34	42,37	0,70	0,275	6,8	Dom 3	4,44	27730	3,50	5,47	43,4	175,7
0,70-0,275-132,3-02	25,0	1,19	17,5	9,34	21,19	0,70	0,275	6,9	Dom 3	4,37	28096	3,50	5,38	43,3	175,6
0,70-0,275-132,3-03	37,5	1,79	17,5	9,34	14,12	0,70	0,275	6,9	Dom 3	4,33	28058	3,50	5,34	43,2	175,5
0,70-0,275-132,3-04	60,0	2,86	17,5	9,34	8,83	0,70	0,275	6,9	Dom 3	4,37	28031	3,50	5,39	43,4	175,7
0,70-0,275-132,3-05	75,0	3,57	17,5	9,34	7,06	0,70	0,275	6,9	Dom 3	4,35	28024	3,50	5,36	43,3	175,6
0,70-0,275-132,3-06	100,0	4,76	17,5	9,34	5,30	0,70	0,275	6,9	Dom 3	4,32	28160	3,50	5,33	43,3	175,6
0,70-0,275-132,3-07	50,0	2,38	12,5	8,42	9,54	0,70	0,275	6,0	Dom 3	5,53	22882	3,50	3,78	44,9	177,2
0,70-0,275-132,3-08	50,0	2,38	14,0	8,74	9,91	0,70	0,275	6,0	Dom 3	5,59	23827	3,50	4,71	45,0	177,3
0,70-0,275-132,3-09	50,0	2,38	15,5	9,02	10,23	0,70	0,275	6,7	Dom 3	4,58	26251	3,50	4,58	43,7	176,0
0,70-0,275-132,3-10	50,0	2,38	19,5	9,61	10,90	0,70	0,275	7,0	Dom 3	4,20	29593	3,50	6,18	43,0	175,3
0,70-0,275-132,3-11	50,0	2,38	17,5	30,90	10,59	0,89	0,735								
0,70-0,275-132,3-12	50,0	2,38	17,5	16,26	10,59	0,80	0,423	10,5	Dom 4	1,65	38626	3,50	2,32	31,5	163,8
0,70-0,275-132,3-13	50,0	2,38	17,5	13,01	10,59	0,76	0,353	8,9	Dom 3	2,62	33759	3,50	3,41	37,6	169,9
0,70-0,275-132,3-14	50,0	2,38	17,5	8,13	10,59	0,67	0,249	6,2	Dom 3	5,31	25811	3,50	6,44	44,7	177,0
0,70-0,275-132,3-15	50,0	2,38	17,5	7,23	10,59	0,64	0,230	5,7	Dom 3	6,05	24194	3,50	7,29	45,3	177,6
0,70-0,275-132,3-16	50,0	2,38	17,5	6,77	10,59	0,63	0,220								
0,70-0,275-132,3-17	50,0	2,38	17,5	9,34	42,37	0,37	0,502	10,9	Dom 4	1,48	41275	3,50	2,12	25,8	158,1
0,70-0,275-132,3-18	50,0	2,38	17,5	9,34	21,19	0,54	0,351	8,6	Dom 3	2,82	33909	3,50	3,63	37,7	170,0
0,70-0,275-132,3-19	50,0	2,38	17,5	9,34	14,12	0,64	0,300	7,2	Dom 3	4,02	29418	3,50	4,99	42,6	174,9
0,70-0,275-132,3-20	50,0	2,38	17,5	9,34	8,83	0,74	0,262	6,6	Dom 3	4,70	26793	3,50	5,75	43,9	176,2
0,70-0,275-132,3-21	50,0	2,38	17,5	9,34	7,06	0,78	0,250	6,3	Dom 3	5,14	25882	3,50	6,26	44,5	176,8
0,70-0,275-132,3-22	50,0	2,38	17,5	9,34	5,30	0,82	0,237	6,1	Dom 3	5,38	25014	3,50	6,53	44,8	177,1
0,70-0,275-132,3-23	12,5	0,60	17,5	9,34	10,59	0,90	0,218								
0,70-0,275-132,3-24	25,0	1,19	17,5	9,34	10,59	0,82	0,237	6,0	Dom 3	5,51	24835	3,50	6,67	44,9	177,2
0,70-0,275-132,3-25	37,5	1,79	17,5	9,34	10,59	0,76	0,256	6,5	Dom 3	4,90	26429	3,50	5,98	44,2	176,5
0,70-0,275-132,3-26	60,0	2,86	17,5	9,34	10,59	0,66	0,290	7,2	Dom 3	4,08	29170	3,50	5,06	42,7	175,0
0,70-0,275-132,3-27	75,0	3,57	17,5	9,34	10,59	0,61	0,313	7,7	Dom 3	3,54	30993	3,50	4,45	41,2	173,5
0,70-0,275-132,3-28	100,0	4,76	17,5	9,34	10,59	0,54	0,351	8,1	Dom 4	3,23	32246	3,50	4,10	40,0	172,3
0,70-0,275-132,3-29	50,0	2,38	12,5	9,34	10,59	0,70	0,305	6,9	Dom 3	4,33	25441	3,50	2,82	43,3	175,6
0,70-0,275-132,3-30	50,0	2,38	14,0	9,34	10,59	0,70	0,294	6,9	Dom 3	4,36	26273	3,50	3,60	43,4	175,7
0,70-0,275-132,3-31	50,0	2,38	15,5	9,34	10,59	0,70	0,285	6,9	Dom 3	4,35	26951	3,50	4,35	43,3	175,6
0,70-0,275-132,3-32	50,0	2,38	19,5	9,34	10,59	0,70	0,267	6,9	Dom 3	4,33	29057	3,50	6,35	43,2	175,5

Protótipo	$f_y$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$\epsilon_y$ [%°]	$d_s$ [cm]	$A_{ps}$ [cm <sup>2</sup> ]	$A_s$ [cm <sup>2</sup> ]	$PPR_e$	$\omega_e$	x [cm]	Dom	$\Delta\epsilon_p$ [%°]	$M_{res}$ [kN.cm]	$-\epsilon_c$ [%°]	$\epsilon_s$ [%°]	$\Delta f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$f_{ps}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]
0,70-0,275-152-REF	50,0	2,38	17,5	8,13	10,59	0,70	0,275								
0,70-0,275-152-01	12,5	0,60	17,5	8,13	42,37	0,70	0,275								
0,70-0,275-152-02	25,0	1,19	17,5	8,13	21,19	0,70	0,275								
0,70-0,275-152-03	37,5	1,79	17,5	8,13	14,12	0,70	0,275								
0,70-0,275-152-04	60,0	2,86	17,5	8,13	8,83	0,70	0,275								
0,70-0,275-152-05	75,0	3,57	17,5	8,13	7,06	0,70	0,275	6,0	Dom 3	5,48	25542	3,50	6,63	25,9	177,9
0,70-0,275-152-06	100,0	4,76	17,5	8,13	5,30	0,70	0,275	6,0	Dom 3	5,47	25527	3,50	6,62	25,9	177,9
0,70-0,275-152-07	50,0	2,38	12,5	7,32	9,54	0,70	0,275	5,3	Dom 3	6,68	20587	3,50	4,71	26,5	178,5
0,70-0,275-152-08	50,0	2,38	14,0	7,61	9,91	0,70	0,275	5,7	Dom 3	6,02	22451	3,50	5,10	26,2	178,2
0,70-0,275-152-09	50,0	2,38	15,5	7,85	10,23	0,70	0,275								
0,70-0,275-152-10	50,0	2,38	19,5	8,37	10,90	0,70	0,275								
0,70-0,275-152-11	50,0	2,38	17,5	30,90	10,59	0,90	0,833								
0,70-0,275-152-12	50,0	2,38	17,5	16,26	10,59	0,82	0,474								
0,70-0,275-152-13	50,0	2,38	17,5	13,01	10,59	0,79	0,395								
0,70-0,275-152-14	50,0	2,38	17,5	10,01	10,59	0,74	0,321								
0,70-0,275-152-15	50,0	2,38	17,5	7,23	10,59	0,67	0,253	5,6	Dom 3	6,15	24112	3,50	7,39	26,3	178,3
0,70-0,275-152-16	50,0	2,38	17,5	6,77	10,59	0,66	0,242	5,3	Dom 3	6,67	23166	3,50	7,98	26,5	178,5
0,70-0,275-152-17	50,0	2,38	17,5	8,13	42,37	0,37	0,502								
0,70-0,275-152-18	50,0	2,38	17,5	8,13	21,19	0,54	0,351	7,9	Dom 3	3,41	32127	3,50	4,30	23,7	175,7
0,70-0,275-152-19	50,0	2,38	17,5	8,13	14,12	0,64	0,300								
0,70-0,275-152-20	50,0	2,38	17,5	8,13	8,83	0,74	0,262	5,7	Dom 3	5,96	24407	3,50	7,18	26,2	178,2
0,70-0,275-152-21	50,0	2,38	17,5	8,13	7,06	0,78	0,250	5,7	Dom 3	5,94	24079	3,50	7,16	26,2	178,2
0,70-0,275-152-22	50,0	2,38	17,5	8,13	5,30	0,82	0,237								
0,70-0,275-152-23	12,5	0,60	17,5	8,13	10,59	0,90	0,218								
0,70-0,275-152-24	25,0	1,19	17,5	8,13	10,59	0,82	0,237								
0,70-0,275-152-25	37,5	1,79	17,5	8,13	10,59	0,76	0,256								
0,70-0,275-152-26	60,0	2,86	17,5	8,13	10,59	0,66	0,290								
0,70-0,275-152-27	75,0	3,57	17,5	8,13	10,59	0,61	0,313								
0,70-0,275-152-28	100,0	4,76	17,5	8,13	10,59	0,54	0,351								
0,70-0,275-152-29	50,0	2,38	12,5	8,13	10,59	0,70	0,305								
0,70-0,275-152-30	50,0	2,38	14,0	8,13	10,59	0,70	0,294	6,1	Dom 3	5,41	23883	3,50	4,55	25,9	177,9
0,70-0,275-152-31	50,0	2,38	15,5	8,13	10,59	0,70	0,285								