



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"

FACULDADE DE ENGENHARIA DE ILHA SOLTEIRA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Alysson José Tavares

**ADERÊNCIA AÇO-CONCRETO: ANÁLISE NUMÉRICA DOS
ENSAIOS *PULL-OUT* E APULOT**

Orientadora:

Prof^a. Dr^a. Mônica Pinto Barbosa

Ilha Solteira
Estado de São Paulo - Brasil
2012

Alysson José Tavares

**ADERÊNCIA AÇO-CONCRETO: ANÁLISE NUMÉRICA DOS
ENSAIOS *PULL-OUT* E APULOT**

Dissertação apresentada junto ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira da Universidade Estadual Paulista (UNESP), como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientadora: Prof^a. Dr^a. Mônica Pinto Barbosa.

Ilha Solteira - SP

Abril de 2012

FICHA CATALOGRÁFICA

Elaborada pela Seção Técnica de Aquisição e Tratamento da Informação
Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação da UNESP - Ilha Solteira.

T231a	Tavares, Alysson José. Aderência aço-concreto : análise numérica dos ensaios <i>pull-out</i> e APULOT / Alysson José Tavares. -- Ilha Solteira : [s.n.], 2012 141 f. : il. Dissertação (mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de Conhecimento: Materiais e Processos de Fabricação, 2012 Orientadora: Mônica Pinto Barbosa 1. Análise numérica. 2. Aderência aço-concreto. 3. <i>Pull-out</i>. 4. APULOT.
-------	---

CERTIFICADO DE APROVAÇÃO

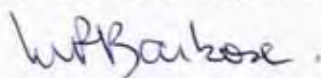
TÍTULO: Aderência aço-concreto: Análise numérica dos ensaios Pull-Out e APULOT

AUTOR: ALYSSON JOSÉ TAVARES

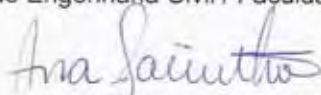
ORIENTADORA: Profa. Dra. MONICA PINTO BARBOSA

CO-ORIENTADOR: Prof. Dr. ANDRÉ LUÍS GAMINO

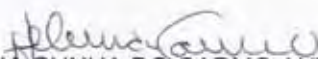
Aprovado como parte das exigências para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Mecânica ,
Área: MATERIAIS E PROCESSOS DE FABRICAÇÃO, pela Comissão Examinadora:



Profa. Dra. MONICA PINTO BARBOSA
Departamento de Engenharia Civil / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira



Profa. Dra. ANA ELISABETE PAGANELLI G. DE AVILA JACINTHO
Departamento de Engenharia Civil / PUCC - Pontifícia Universidade Católica de Campinas



Profa. Dra. HELENA MARIA CUNHA DO CARMO ANTUNES
Departamento de Estruturas / Professora Aposentada da Escola de Engenharia de São Carlos -
USP

Data da realização: 11 de abril de 2012.

Agradecimentos

A Deus que me abençoa, ilumina e protege em todos meus momentos.

Ao meu pai, Alício Tavares da Silva, à minha mãe, Sandra Cristina Bignardi da Silva e à minha irmã, Aymêe Cristine Tavares, pelo amor incondicional, apoio e compreensão em todas as fases da minha vida.

À toda a minha família, avós, tios, tias, primos e primas pelo companheirismo e amor.

À minha orientadora Prof^a. Dr^a Mônica Pinto Barbosa, a minha gratidão, desde os tempos de iniciação científica até o mestrado, pela dedicação, paciência e confiança.

Ao Prof. Dr. Túlio Nogueira Bittencourt, Juliana Ferreira Fernandes e André Gamino pelas sugestões para o enriquecimento deste trabalho.

A todos meus amigos do GMEC - POLI, que sempre contribuíram para o desenvolvimento desse trabalho.

A todos que me hospedaram em São Paulo para que eu pudesse dar continuidade ao trabalho.

À República Pikafumo: Tiago (Mormaço), Bruno, William (Dió), Marcos (Marcão), Rogério (Piket), Rogério (Rogerão), Kleber (Pistilo), Tiago (Dasmenina), Eduardo (Rola), Lucas (Gorfo), Rafael (Tamanco), Carlos (James) e Lucas (Marica), grandes amigos, com quem morei em Ilha Solteira.

Aos meus amigos de graduação, que sempre estiveram junto comigo, e a todos os amigos que fiz em Ilha Solteira.

À PROPG (Pró-Reitoria de Pós-Graduação da Unesp) bela bolsa concedida.

RESUMO

A aderência entre o aço e o concreto é fundamental para a existência das estruturas de concreto armado, uma vez que os dois materiais atuam em conjunto para absorver os esforços solicitantes. O fenômeno da aderência é considerado complexo no que se refere aos vários fatores que o influenciam. Para melhor compreender esse fenômeno, várias investigações vêm sendo realizadas, com o pretexto de estabelecer um parâmetro que expresse a evolução da tensão de aderência em função do deslizamento da barra de aço. Vários tipos de ensaios de aderência foram propostos ao longo dos anos. Dentre eles surgiu a proposta modificada do ensaio *pull-out* elaborada por Lorrain e Barbosa (2008) denominada de ensaio APULOT, e que vem a ser um dos objetivos desta avaliação numérica. Baseados nos resultados experimentais obtidos por Vale Silva (2010) e por Soudais (2011) quer seja para os ensaios *pull-out* convencionais, quer seja para o ensaio modificado, APULOT, procura-se, neste estudo, conhecer melhor o comportamento do fenômeno da aderência aço-concreto, através da simulação numérica. Este trabalho avalia a distribuição de tensões e a fissuração do concreto que ocorre durante os ensaios de arrancamento *pull-out* e APULOT através da análise numérica utilizando o código de cálculo ATENA, baseado no Método dos Elementos Finitos (MEF), o qual possui elemento de interface baseado no modelo de Mohr-Coulomb. Avalia-se também a influência de alguns parâmetros que intervêm no comportamento da aderência aço-concreto, tais como: o diâmetro da armadura, a resistência à compressão do concreto e o comprimento de ancoragem. A análise numérica serviu como uma ferramenta de apoio aos ensaios experimentais, que visam a validação, validação parcial, ou não recomendação do ensaio de aderência aço-concreto modificado – ensaio APULOT - como ensaio de controle de qualidade do concreto armado, conforme a proposição de Lorrain e Barbosa (2008). Os resultados numéricos obtidos apresentaram boa representatividade quando comparados a resultados experimentais.

Palavras-chave: Análise numérica. Aderência aço-concreto. Pull-out. APULOT.

ABSTRACT

The bond between steel and concrete is essential for the existence of reinforced concrete structures as both materials act together to absorb the structural strain. The bond phenomenon is considered to be complex regarding many factors that affect it. To better understand this phenomenon, many investigations have been conducted under the pretext of establishing a parameter that express the evolution of the bond stress versus the steel bar slip. Several types of bond tests have been proposed over years. Among those tests, the modified pull-out test developed by Lorrain and Barbosa (2008), called APULOT test, is one of the objectives of this numerical evaluation. Based on experimental results obtained by Vale Silva (2010) and Soudais (2011) either by conventional pull-out tests, or by modified test APULOT, we search in this study to better understand the behavior of the steel-concrete bond phenomenon through numerical simulation. This study evaluates the stress distribution and the concrete cracking that occurs during pull-out and APULOT tests through numerical analysis, using ATENA calculation code, based on the Finite Element Method (FEM), which has interface elements based on Mohr-Coulomb model. It is also evaluated the influence of several parameters that affect the behavior of the steel-concrete bond such as the reinforcement diameter, the concrete compressive strength and the anchorage length. Numerical analysis worked as a tool to support experimental tests aimed at validation, partial validation or non-recommendation of the modified testing of steel-concrete bond - APULOT test - as a quality control test of structural concrete, as the proposition of Lorrain and Barbosa (2008). The numerical results showed good representation compared to experimental results.

Keywords: Numerical analysis. Bond steel-concrete. Pull-out. APULOT.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Desenvolvimento das trajetórias das tensões principais junto a uma barra de armadura.	24
Figura 2 – Curva teórica da tensão de aderência x deslizamento.	26
Figura 3 – Fissuras transversais e de fendilhamento.	27
Figura 4 – Elemento de ligação.	32
Figura 5 – Relação local da tensão de aderência x deslizamento	34
Figura 6 – Aderência por atrito	36
Figura 7 – Aderência mecânica.....	37
Figura 8 – Explicações das designações em uma barra ideal com nervuras anulares e áreas possíveis de ruptura dos consolos de concreto entre nervuras	38
Figura 9 – Detalhes do ensaio de arrancamento direto POT	41
Figura 10 – Esquema do ensaio APULOT.....	42
Figura 11 – (a) Preenchimento do corpo-de-prova de garrafa PET; (b) Ensaio de arrancamento APULOT.	43
Figura 12 – Curva de correlação.....	44
Figura 13 – Relação analítica de tensão de aderência vs. deslizamento (carregamento monotônico)	47
Figura 14 – Algoritmo do preditor-corretor plástico.....	54
Figura 15 – Representação esquemática do processo iterativo. Para maior clareza mostrada em duas dimensões.....	55
Figura 16 – Enrijecimento na tração	55
Figura 17 – Superfície de fratura para elementos de interface	57
Figura 18 – Comportamento típico do modelo de interface no cisalhamento (a) e na tração (b)	58
Figura 19 – Superfícies de escoamento.....	60
Figura 20 – Variação do coeficiente de atrito em função do escorregamento.....	61
Figura 21 – Geometria dos elementos CCIsoQuad<...>.....	62
Figura 22 – Geometria dos elementos CCIsoTetra <xxxxxxxx>.....	63
Figura 23 – Elementos de interface utilizados	64
Figura 24 – Demonstração da parte analisada para a barra de 10,0 mm de diâmetro. Ensaio <i>pull-out</i>	67
Figura 25 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados com os diferentes valores de rigidez da interface.	69
Figura 26 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos e experimentais de Vale Silva (2010) – Concreto de 27,8 MPa e barra de 10 mm. Ensaio <i>pull-out</i>	70
Figura 27 – Distribuição de tensões e fissuração. Concreto de 27,8 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio <i>pull-out</i>	71
Figura 28 – Diversas malhas de elementos finitos estudadas.....	72
Figura 29 – Diagrama força x deslizamento. Comparação das malhas de elementos finitos. Concreto de 27,8 MPa e barra de 10 mm. Ensaio <i>pull-out</i>	73
Figura 30 – Comparação entre as distribuições de tensões e fissuração entre as diferentes malhas. Concreto de 27,8 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio <i>pull-out</i>	73

Figura 31 – Dimensão dos corpos-de-prova utilizados no ensaio pull-out test (cm). Obs.: Dimensões do cubo de concreto: 10 ϕ para $\phi > 20,0\text{mm}$ e 20 cm para $\phi \leq 20,0\text{mm}$, onde ϕ é o diâmetro da armadura.....	76
Figura 32 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 27,8 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio <i>pull-out</i>	77
Figura 33 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 27,8 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio <i>pull-out</i>	78
Figura 34 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 27,8 MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio <i>pull-out</i>	78
Figura 35 – Distribuição de tensões e fissuração. Concreto de 27,8 MPa – barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm. Ensaio <i>pull-out</i>	79
Figura 36 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 49,3 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio <i>pull-out</i>	80
Figura 37 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 49,3 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio <i>pull-out</i>	81
Figura 38 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 49,3 MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio <i>pull-out</i>	81
Figura 39 – Distribuição de tensões e fissuração. Concreto de 49,3 MPa – barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm. Ensaio <i>pull-out</i>	82
Figura 40 – Malhas de elementos finitos em 3D.....	84
Figura 41 – Diagrama força x deslizamento. Comparação das malhas de elementos finitos em 3D. Concreto de 27,8 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio <i>pull-out</i> . 3D.	85
Figura 42 – Distribuição de tensões e fissuração. Concreto de 27,8 MPa – barra de 10,0 mm. Ensaio <i>pull-out</i> . 3D.	86
Figura 43 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 27,8 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio <i>pull-out</i> . 3D.	87
Figura 44 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 27,8 MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio <i>pull-out</i> . 3D.	87
Figura 45 – Distribuição de tensões e fissuração. Concreto de 27,8 MPa – barras de 8,0 mm e 12,5 mm. Ensaio <i>pull-out</i> . 3D.....	88
Figura 46 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 49,3 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio <i>pull-out</i> . 3D.	89
Figura 47 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 49,3 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio <i>pull-out</i> . 3D.	89

Figura 48 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 49,3 MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio <i>pull-out</i> . 3D.	90
Figura 49 – Distribuição de tensões e fissuração. Concreto de 49,3 MPa – barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm. Ensaio <i>pull-out</i> . 3D.	91
Figura 50 – Esquema da garrafa PET para o concreto de 27,8 MPa	93
Figura 51 – Esquema da garrafa PET para o concreto de 49,3 MPa	93
Figura 52 – Demonstração da análise axissimétrica para o ensaio APULOT.....	94
Figura 53 – Diagrama força x deslizamento. Comparação do resultado numérico de diferentes módulos de elasticidade da garrafa PET com os resultados experimentais de Vale Silva (2010). Concreto de 27,8 MPa e barra de 8 mm. Ensaio APULOT.....	96
Figura 54 – Análise da influência dos distintos módulos de elasticidade de garrafas PETs no ensaio APULOT.....	97
Figura 55 – Diagrama força x deslizamento. Comparação do resultado numérico com os resultados experimentais de Vale Silva (2010). Concreto de 27,8 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio APULOT.....	98
Figura 56 – Diagrama força x deslizamento. Comparação do resultado numérico com os resultados experimentais de Vale Silva (2010). Concreto de 27,8 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio APULOT.....	99
Figura 57 – Diagrama força x deslizamento. Comparação do resultado numérico com os resultados experimentais de Vale Silva (2010). Concreto de 27,8 MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio APULOT.....	99
Figura 58 – Distribuição de tensões e fissuração. Concreto de 27,8 MPa – barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm. Ensaio APULOT.	101
Figura 59 – Diagrama força x deslizamento. Comparação do resultado numérico com os resultados experimentais de Vale Silva (2010). Concreto de 49,3 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio APULOT.....	102
Figura 60 – Diagrama força x deslizamento. Comparação do resultado numérico com os resultados experimentais de Vale Silva (2010). Concreto de 49,3 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio APULOT.....	103
Figura 61 – Diagrama força x deslizamento. Comparação do resultado numérico com os resultados experimentais de Vale Silva (2010). Concreto de 49,3 MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio APULOT.....	103
Figura 62 – Distribuição de tensões e fissuração. Concreto de 49,3 MPa – barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm. Ensaio APULOT.	104
Figura 63 – Diagrama força x deslizamento. Análise da influência do comprimento de ancoragem. Concreto de 27,8 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio APULOT.....	107
Figura 64 – Comparação da distribuição de tensões e fissuração com os diferentes comprimentos de ancoragem. Concreto $f_c = 27,8$ MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio APULOT.....	108
Figura 65 – Diagrama força x deslizamento. Análise da influência do comprimento de ancoragem. Concreto de 27,8 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio APULOT.....	109
Figura 66 – Comparação da distribuição de tensões e fissuração com os diferentes comprimentos de ancoragem. Concreto $f_c = 27,8$ MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio APULOT.	110
Figura 67 – Diagrama força x deslizamento. Análise da influência do comprimento de ancoragem. Concreto de 27,8 MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio APULOT.....	111

Figura 68 – Comparação da distribuição de tensões e fissuração com os diferentes comprimentos de ancoragem. Concreto $f_c = 27,8$ MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio APULOT.	112
Figura 69 – Diagrama força x deslizamento. Análise da influência do comprimento de ancoragem. Concreto de 49,3 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio APULOT.	113
Figura 70 – Comparação da distribuição de tensões e fissuração com os diferentes comprimentos de ancoragem. Concreto $f_c = 49,3$ MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio APULOT.	114
Figura 71 – Diagrama força x deslizamento. Análise da influência do comprimento de ancoragem. Concreto de 49,3 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio APULOT.	115
Figura 72 – Comparação da distribuição de tensões e fissuração com os diferentes comprimentos de ancoragem. Concreto $f_c = 49,3$ MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio APULOT.	116
Figura 73 – Diagrama força x deslizamento. Análise da influência do comprimento de ancoragem. Concreto de 49,3 MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio APULOT.	117
Figura 74 – Comparação da distribuição de tensões e fissuração com os diferentes comprimentos de ancoragem. Concreto $f_c = 49,3$ MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio APULOT.	118
Figura 75 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 01. Concreto de 36,9 MPa, barra de 6,3 mm e $L=6,5$ cm.	120
Figura 76 – Distribuição de tensões e fissuração. Ensaio APULOT. Obra 01. Concreto $f_c = 36,9$ MPa, barra de 6,3 mm e $L=6,5$ cm.	121
Figura 77 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 02. Concreto de 30,8 MPa, barra de 6,3 mm e $L=4,5$ cm.	122
Figura 78 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 02. Concreto de 30,8 MPa, barra de 6,3 mm e $L=5,5$ cm.	123
Figura 79 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 02. Concreto de 30,8 MPa, barra de 6,3 mm e $L=7,0$ cm.	123
Figura 80 – Distribuição de tensões e fissuração. Ensaio APULOT. Obra 02. Concreto $f_c = 30,8$ MPa e barra de 6,3 mm.	124
Figura 81 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 02. Concreto de 30,8 MPa, barra de 12,5 mm e $L=9,0$ cm.	125
Figura 82 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 02. Concreto de 30,8 MPa, barra de 12,5 mm e $L=11,5$ cm.	126
Figura 83 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 02. Concreto de 30,8 MPa, barra de 12,5 mm e $L=14,0$ cm.	126
Figura 84 – Distribuição de tensões e fissuração. Ensaio APULOT. Obra 02. Concreto $f_c = 30,8$ MPa e barra de 12,5 mm.	127
Figura 85 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 03. Concreto de 22,2 MPa, barra de 6,3 mm e $L=6,5$ cm.	128
Figura 86 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 03. Concreto de 22,2 MPa, barra de 8,0 mm e $L=8,0$ cm.	129
Figura 87 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 03. Concreto de 22,2 MPa, barra de 10,0 mm e $L=10,0$ cm.	129
Figura 88 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 03. Concreto de 22,2 MPa, barra de 12,5 mm e $L=12,5$ cm.	130
Figura 89 – Distribuição de tensões e fissuração. Ensaio APULOT. Obra 03. Concreto $f_{c21} = 22,2$ MPa e barras de 6,3 mm, 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm.	131

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Legenda da Figura 12	44
Tabela 2 – Parâmetros para definir a relação média tensão de aderência vs. deslizamento	48
Tabela 3 – Valores de resistência do concreto	75
Tabela 4 – Resultados da caracterização das armaduras de aço	76
Tabela 5 – Dados da obra 01 “Residencial Rio Branco” dos ensaios APULOT	119
Tabela 6 – Dados da obra 02 “São Bento” dos ensaios APULOT	119
Tabela 7 – Dados da obra 03 “Independência” dos ensaios APULOT	119

LISTA DE SÍMBOLOS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas;
APULOT	ensaio pull-out-test modificado;
ASTM	American Society for Testing and Materials;
ATENA	Advanced Tool for Engineering Nonlinear Analysis
CEB	Comité Euro-International du Béton;
CEFET-MG	Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais
FIB	Federation Internationale du Beton
IME	Instituto Militar de Engenharia
POT	<i>pull-out test</i> (ensaio de arrancamento);
PET	Politereftalato de etileno
PUC – Campinas	Pontifícia Universidade Católica de Campinas
RILEM	<i>Réunion Internationale des Laboratoires et Experts des Matériaux, systèmes de construction et ouvrages;</i>
UFRGS	Universidade Federal do Rio Grande do Sul
τ	tensão de aderência
τ_0	tensão de aderência química
τ_m	tensão média de aderência
τ_u	tensão última (máxima) da aderência
σ_x	tensões longitudinais de tração
τ_y	tensões radiais de compressão
σ_t	tensões circunferenciais
σ_1	tensões diagonais de tração
τ_r	tensão residual de aderência
f_R	área relativa da nervura
F_R	superfície das nervuras
F_M	superfície lateral do cilíndrico de concreto
f_{cm}	resistência média à compressão do concreto
f_y	resistência de escoamento do aço à tração
ϕ	diâmetro da barra de aço
F	força de arrancamento
L	comprimento de ancoragem

L_b	comprimento de ancoragem (normalização brasileira)
f_{bd}	tensão de aderência (de cálculo) adotada pela norma brasileira
f_{ck}	resistência característica à compressão do concreto
f_c	resistência à compressão do concreto
f_{ct}	resistência à tração do concreto
f_{ctm}	resistência média à tração do concreto
s	deslocamento relativo local
$A_{st,min}$	área de estribos (dois ramos) sobre um comprimento igual ao comprimento de ancoragem
A_s	área de uma barra
E_c	módulo de elasticidade do concreto
R^2	coeficiente de determinação
ε_{ij}^e	deformação elástica do concreto
ε_{ij}^p	deformação plástica do concreto
ε_{ij}^f	componentes de fraturamento do concreto
$\Delta \varepsilon_{kl}^p$	incrementos de deformação plástica
$\Delta \varepsilon_{kl}^f$	incrementos de deformação fraturada
$\sigma'_{ii}{}^t$	tensão probatória na direção i do material
f'_{ti}	resistência à tração na direção i do material
w	largura da fissura
a_g	tamanho máximo do agregado
c_{ts}	fator de enrijecimento da tração do concreto
J_2	segunda invariante do tensor desviatório da tensão
H	módulo de endurecimento
ϕ	coeficiente de atrito
c	coesão da interface
K_{nn}	rigidez elástica normal
K_{tt}	rigidez elástica cisalhante

SUMÁRIO

Capítulo 1

INTRODUÇÃO	17
1.1 <i>CONSIDERAÇÕES INICIAIS</i>	17
1.2 <i>OBJETIVOS</i>	20
1.3 <i>ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO</i>	21

Capítulo 2

ADERÊNCIA AÇO-CONCRETO	23
2.1 <i>DEFINIÇÃO</i>	23
2.2 <i>HISTÓRICO</i>	27
2.3 <i>MECANISMOS DE ADERÊNCIA</i>	36
2.3.1 Aderência por adesão química	36
2.3.2 Aderência por atrito	36
2.3.3 Aderência mecânica	37
2.4 <i>PARÂMETROS QUE INFLUENCIAM NA ADERÊNCIA</i>	38
2.5 <i>ENSAIOS DE ADERÊNCIA</i>	40
2.5.1 Ensaio de arrancamento direto (<i>pull-out test</i>)	40
2.5.2 Ensaio de aderência <i>pull-out test modificado</i> (APULOT)	42
2.6 <i>NORMAS SOBRE ADERÊNCIA</i>	45
2.6.1 NBR 6118:2003	45
2.6.2 CEB-FIP Model Code (1990)	47

Capítulo 3

CÓDIGO DE CÁLCULO: ATENA	49
3.1 <i>APRESENTAÇÃO</i>	49
3.2 <i>MODELOS CONSTITUTIVOS UTILIZADOS</i>	51
3.2.1 Concreto	51
3.2.2 Barra de aço	56
3.2.3 Interface	56
3.3 <i>ELEMENTOS FINITOS UTILIZADOS</i>	61
3.3.1 Elementos quadrilaterais planos	61
3.3.2 Elementos sólidos 3D	62
3.3.3 Elementos de interface	63

Capítulo 4

SIMULAÇÕES PRELIMINARES	66
4.1 <i>ANÁLISE DOS PARÂMETROS DA INTERFACE</i>	68
4.2 <i>SENSIBILIDADE DE MALHA</i>	72

Capítulo 5

ANÁLISE NUMÉRICA DOS ENSAIOS DE ADERÊNCIA <i>PULL-OUT</i>	75
5.1 <i>SIMULAÇÃO AXISSIMÉTRICA DOS ENSAIOS <i>PULL-OUT</i> DE VALE SILVA (2010)</i>	76
5.1.1 Resultados das simulações numéricas do ensaio <i>pull-out</i> para o Concreto T1 (f_{c28}= 27,8 MPa)	77
5.1.2 Resultados das simulações numéricas do ensaio <i>pull-out</i> para o Concreto T2 (f_{c28}= 49,3 MPa)	80

5.2	<i>ANÁLISE TRIDIMENSIONAL DOS ENSAIOS PULL-OUT</i>	83
5.2.1	Resultados das simulações tridimensionais do ensaio <i>pull-out</i> para o Concreto T1 ($f_{c28} = 27,8$ MPa)	86
5.2.2	Resultados das simulações tridimensionais do ensaio <i>pull-out</i> para o Concreto T2 ($f_{c28} = 49,3$ MPa)	88

Capítulo 6

	ANÁLISE NUMÉRICA DOS ENSAIOS DE ADERÊNCIA “APULOT”	92
6.1	<i>ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DA GARRAFA PET</i>	94
6.2	<i>SIMULAÇÃO DOS ENSAIOS APULOT DE VALE SILVA (2010)</i>	97
6.2.1	Resultados das simulações numéricas do ensaio APULOT para o Concreto T1 ($f_{c28} = 27,8$ MPa)	98
6.2.2	Resultados das simulações numéricas do ensaio APULOT para o Concreto T2 ($f_{c28} = 49,3$ MPa)	101
6.3	<i>ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA VARIAÇÃO DO COMPRIMENTO DE ANCORAGEM NO ENSAIO APULOT</i>	105
6.3.1	Variação do comprimento de ancoragem do ensaio APULOT para o Concreto T1 ($f_{ck} = 27,8$ MPa) e barra de 8,0 mm de diâmetro	106
6.3.2	Variação do comprimento de ancoragem do ensaio APULOT para o Concreto T1 ($f_{ck} = 27,8$ MPa) e barra de 10,0 mm de diâmetro	109
6.3.3	Variação do comprimento de ancoragem do ensaio APULOT para o Concreto T1 ($f_{ck} = 27,8$ MPa) e barra de 12,5 mm de diâmetro	111
6.3.4	Variação do comprimento de ancoragem do ensaio APULOT para o Concreto T2 ($f_{ck} = 49,3$ MPa) e barra de 8,0 mm de diâmetro	113
6.3.5	Variação do comprimento de ancoragem do ensaio APULOT para o Concreto T2 ($f_{ck} = 49,3$ MPa) e barra de 10,0 mm de diâmetro	115
6.3.6	Variação do comprimento de ancoragem do ensaio APULOT para o Concreto T2 ($f_{ck} = 49,3$ MPa) e barra de 12,5 mm de diâmetro	117
6.4	<i>SIMULAÇÃO DOS ENSAIOS APULOT DE SOUDAIS (2011)</i>	118
6.4.1	Simulação do ensaio APULOT: obra 01 “Residencial Rio Branco”	120
6.4.2	Simulação do ensaio APULOT: obra 02 “São Bento”	121
6.4.3	Simulação do ensaio APULOT: obra 03 “Independência”	128

Capítulo 7

CONCLUSÕES

132

REFERÊNCIAS

135

INTRODUÇÃO

1.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

A razão da existência do concreto armado fundamenta-se na ação solidária entre a armadura e o concreto. Esse efeito é possível devido à aderência entre os dois materiais, uma vez que para absorver os esforços solicitantes, os dois materiais atuam em conjunto. Essa “ligação” entre a armadura e o concreto é o principal fator do bom desempenho do concreto armado, sendo essa uma das razões básicas pela qual tal união é considerada uma solução viável.

O estudo da aderência entre o aço e o concreto vem sendo pesquisado ao longo do tempo em vários países, sendo motivo de reuniões técnicas e de congressos totalmente dedicados a esse tema. Isso se justifica pela sua importância nas peças de concreto armado, já que, para se garantir um bom comportamento dessas peças, é fundamental que se tenha uma excelente compreensão do fenômeno da aderência, para que elas sejam dimensionadas de modo a garantir a ancoragem das armaduras, e por sua vez sua segurança.

O comportamento da aderência entre a barra de armadura e o concreto a ela circunvizinho tem importância decisiva para a relação da capacidade de carga das estruturas de concreto armado. Esse conhecimento é requisito indispensável para se chegar às regras de cálculo de ancoragens e emendas por transpasse das barras de armaduras, para o cálculo das flechas considerando o efeito de enrijecimento por tração, para o controle de aberturas das fissuras e, portanto, da quantidade das taxas mínima de armadura (BARBOSA, 2002; BARBOSA; MARTINS, 1999; DUCATTI, 1993; DUMÊT, 2003; FERGUSON, 1966; FRANÇA; BARBOSA, 2005).

A transferência de força de uma barra para o concreto é um fenômeno de grande complexidade. São vários os fatores que influenciam o comportamento da aderência, o que torna este fenômeno complexo e, portanto, justifica a necessidade do desenvolvimento de pesquisas sobre o assunto.

Um dos ensaios mais conhecidos e tradicionais de aderência é o de arrancamento direto denominado de “*pull-out test*”, conhecido mundialmente por sua relativa facilidade de aplicação e interpretação dos resultados. Este ensaio, normalizado pelo RILEM/CEB/FIP RC6 (COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON - CEB, 1983) e American Society for Testing and Materials – ASTM (1991), leva em consideração a aderência dos dois materiais constituintes do concreto armado: o aço e o concreto. Esta aderência é mensurada a partir da determinação da tensão de aderência, obtida pela divisão da força de arrancamento aplicada pela superfície de ancoragem da barra de aço.

Lorrain e Barbosa (2008) e Lorrain et al. (2011) descrevem e justificam a correlação entre a resistência a compressão e a tensão máxima de aderência. Os autores, mediante o resultado de pesquisas realizadas por eles e por outros pesquisadores usando o ensaio *pull-out test*, propõem e justificam a utilização do ensaio *pull-out* modificado – APULOT - para estimar a resistência a compressão do concreto e utilizá-lo como controle tecnológico do concreto armado em obras. Este ensaio, que está em desenvolvimento, foi concebido para ser de fácil execução, confiável e de baixo custo, podendo mesmo ser executado no próprio canteiro de obras.

Os procedimentos deste novo ensaio estão sendo estudados, aprimorados e discutidos por grupos de pesquisa no Brasil, França, Espanha e Tunísia. No Brasil, unem-se neste esforço pesquisadores da UFRGS, UNESP, CEFET-MG, PUCC, IME, entre outros. Acredita-se que com a validação do ensaio APULOT, pode-se proporcionar uma alternativa para o controle tecnológico do concreto, item de extrema importância nas construções civis.

Vale Silva (2010) investigou a proposta feita por Lorrain e Barbosa (2008) comparando os dois tipos de ensaios de aderência aço-concreto: o ensaio *pull-out test* e o ensaio APULOT (*pull-out test* modificado). Os resultados mostraram que nos

ensaios *pull-out test*, o tipo de ruptura observada foi sistematicamente o deslizamento, para todos os diâmetros. Já os resultados obtidos para o ensaio APULOT indicaram comportamento diferente em função do diâmetro da barra analisada (8,0; 10,0 e 12,5 mm). O autor acredita que este fato está relacionado com o diâmetro dos corpos de prova elaborados com garrafas PET, utilizadas no ensaio APULOT, os quais não apresentavam dimensões adequadas para suportar as tensões provocadas com o aumento do diâmetro das barras das armaduras de aço ou ao fato dos comprimentos de ancoragem utilizados nos ensaios estarem inadequados.

Soudais (2011) também estudou o ensaio proposto por Lorrain e Barbosa (2008), porém, aplicando-o diretamente em canteiros de obras, para avaliar a viabilidade do mesmo como novo meio de controle tecnológico de estruturas de concreto armado. O pesquisador realizou ensaios APULOT em três distintas obras que utilizavam concreto convencional e barras de aço de 6,3 mm, 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm de diâmetro e concluiu que, as barras de diâmetros de 12,5 mm eram impróprias nos ensaios APULOT devido ao tipo de ruptura ter sido por fendilhamento do concreto para os comprimentos de ancoragem adotados.

Em função dos resultados de Vale Silva (2010) e Soudais (2011), este trabalho realiza uma análise numérica detalhada que permite avaliar a distribuição de tensões que ocorrem durante estes ensaios, e que permitirá compreender melhor a distribuição de tensões e fissuração, assim como a influência de certos parâmetros nesse tipo de ensaio.

A análise numérica dos ensaios de aderência *pull-out* e APULOT é também uma ferramenta de apoio ao projeto experimental visando sua validação, validação parcial, ou não recomendação como novo tipo de ensaio de aderência aço-concreto e, sobretudo, como alternativa de ensaio de controle tecnológico do concreto armado. Essas simulações, comparadas com os resultados experimentais, auxilia na escolha de alguns parâmetros que influenciam no comportamento da aderência aço-concreto tais como: a resistência do concreto, o diâmetro das armaduras, a variação do comprimento de ancoragem, entre outros.

Sabe-se que a simulação numérica dos fenômenos que envolvem a engenharia estrutural pode ajudar na determinação de soluções de problemas deles decorrentes, ajudando e facilitando a análise de parâmetros estruturais importantes tais como deformabilidade, fissuração, ductilidade e capacidade de rotação plástica.

Esta análise numérica utiliza o Método de Elementos Finitos que é uma poderosa ferramenta para análise de estruturas de concreto simples e armado permitindo a modelagem de diferentes fenômenos inerentes a estes materiais.

Na área da aderência aço-concreto, os primeiros trabalhos de cunho numéricos foram realizados por Ngo (1967) e Nilson (1968). Posteriormente, Tassios e Yannopoulos, em 1981, apresentaram um modelo analítico que pode ser incrementado em programas computacionais para análise de tensão e deformação de elementos de concreto armado. Yankelevsky, em 1985, propôs um elemento finito unidimensional para consideração da tensão de aderência em que a tensão de aderência dependia somente do escorregamento.

Estes modelos de interface foram sofisticados por Cox (1994), Cox e Hermann (1998) e Lundgren (1999) e passaram a considerar também o efeito das tensões normais na aderência. No modelo de Lundgren (2002), as superfícies de ruptura são definidas para os dois modos de falha: deslizamento e fendilhamento, por isto, utilizou-se este modelo no presente trabalho.

1.2 OBJETIVOS

De acordo com o que foi exposto no item anterior, os objetivos deste trabalho consistem em:

- Simular numericamente os ensaios de arrancamento *pull-out* e APULOT;
- Verificar através da análise numérica a influência de alguns parâmetros, tais como: a resistência à compressão do concreto, o diâmetro da armadura e o comprimento de ancoragem, na aderência aço-concreto para os ensaios *pull-out* e APULOT;

- Verificar a influência do módulo de elasticidade das garrafas PET no ensaio APULOT, uma vez que esta é utilizada como molde, não sendo retirada durante a realização do ensaio;
- Contribuir para a validação ou não validação ou validação parcial do ensaio APULOT como controle tecnológico do concreto armado em obras.

1.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

Este trabalho foi organizado em oito capítulos, estruturados conforme a sequência abaixo:

No Capítulo 1, tem-se uma introdução ao tema, apresentando o objetivo pretendido com o trabalho;

No Capítulo 2, são apresentados os aspectos gerais da aderência aço-concreto e os respectivos ensaios para mensurá-la, além da descrição pormenorizada do ensaio APULOT;

No Capítulo 3, apresenta-se o código de cálculo ATENA, assim como os modelos constituintes dos materiais: concreto, aço e interface; os elementos finitos e o método de resolução dos sistemas não-lineares utilizados nas simulações;

No Capítulo 4, tem-se a apresentação dos resultados obtidos na simulação numérica preliminar para avaliar o comportamento do problema a ser estudado diante das variáveis que influenciam em maior grau na interface aço-concreto;

No Capítulo 5, apresenta-se os resultados obtidos com a simulação do ensaio *pull-out*, quer seja na análise bidimensional, quer seja usando a análise tridimensional;

No Capítulo 6, apresenta-se os resultados numéricos do ensaio APULOT, comparando-os com os resultados obtidos por Vale Silva (2010) e por Soudais (2011). Um estudo da influência do comprimento de ancoragem adotado é também apresentado;

No Capítulo 7, são apresentadas as conclusões obtidas no presente trabalho.

E no Capítulo 8, apresenta-se a bibliografia do estudo realizado.

A graphic element for Chapter 2, consisting of a blue square. Inside the square, the word "CAPÍTULO" is written vertically in white, and a large white number "2" is positioned to its right.

ADERÊNCIA AÇO-CONCRETO

Neste capítulo são apresentadas a definição de aderência aço-concreto, os mecanismos de ruptura e a revisão bibliográfica, assim como, os diferentes mecanismos de aderência, os fatores que a influenciam, os ensaios experimentais mais utilizados. A posteriori, faz-se uma breve apresentação sobre as recomendações das normas brasileira e europeia a respeito da aderência aço-concreto em especial sobre o comprimento de ancoragem.

2.1 DEFINIÇÃO

A aderência entre a armadura de aço e o concreto é um dos mecanismos mais importantes para a existência das estruturas de concreto armado, uma vez que para absorver os esforços solicitantes, os dois materiais atuam em conjunto. Esta aderência é responsável pela ancoragem da armadura no concreto e, ainda, serve para impedir o escorregamento dessa armadura nos segmentos entre fissuras, limitando a abertura destas. É a aderência que garante a transferência de esforços entre a barra de aço e o concreto e a compatibilidade de deformações entre eles. O concreto e a armadura apresentam as mesmas deformações até que a tensão limite no concreto seja atingida. Após este valor, nas regiões onde predominam as tensões de tração, é a aderência que impede o deslocamento relativo entre os dois materiais. Esta ação solidária entre os materiais é o que caracteriza o concreto armado e o define como um material estrutural.

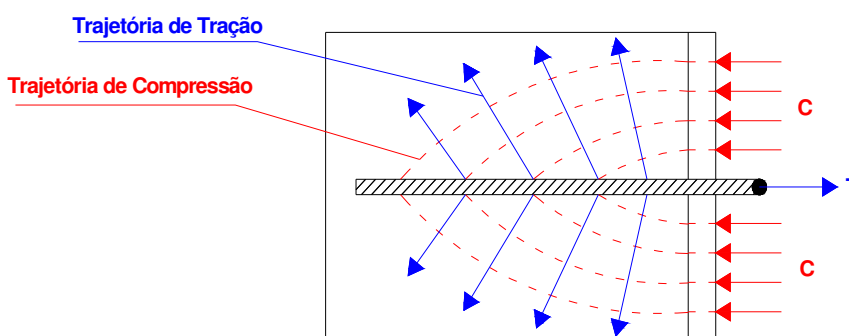
Segundo Tassios (1979), Ducatti (1993), e outros autores, o comportamento entre a barra e o concreto a ela circunvizinho tem importância decisiva com relação à capacidade de carga e de serviço das peças de concreto armado. Este

conhecimento é indispensável para chegar-se às regras de cálculo de ancoragens e emendas por transpasse das barras da armadura, para o cálculo das deflexões considerando o efeito de enrijecimento por tração, para o controle da fissuração e, portanto da quantidade mínima de armadura. O que pode, conseqüentemente, ser estendido à durabilidade das estruturas.

A eficiência da ligação aço-concreto pode ser favoravelmente quantificada mediante a relação tensão de aderência versus deslizamento, a qual expressa o deslizamento relativo esperado quando se aplica uma determinada tensão na interface (TASSIOS, 1979). Deslizamentos pequenos sugerem danos locais ou acomodações da interface. Quando se incrementam, ou seja, quando o deslizamento atinge valores máximos, indicam a destruição da aderência, o que pode ser associado a certo estado de deformação e fissuração. Alguns limites de deslizamento são apresentados nas normas e procedimentos de projeto estrutural, sendo estes geralmente associados a um estado de deformação e fissuração inaceitável (CAETANO, 2008).

Segundo Leonhardt e Monnig (1979), a tensão de aderência ocasiona tensões principais de tração e compressão no concreto cujos rumos estão ilustrados na Figura 1.

Figura 1 - Desenvolvimento das trajetórias das tensões principais junto a uma barra de armadura.



Fonte: Leonhardt e Monnig (1979)

Os principais modos de ruptura da aderência aço-concreto são a ruptura por deslizamento da barra e a ruptura por fendilhamento do concreto, as quais são descritas a seguir:

- Ruptura por deslizamento da barra de aço: ocorre quando os consoles de concreto entre as nervuras são rompidos, permitindo o deslizamento da barra de aço do interior do concreto sendo uma ruptura dúctil. Ocorre quando o cobrimento de concreto é suficiente para resistir às tensões radiais ou quando existe armadura transversal suficiente para impedir ou retardar a propagação da fissuração por fendilhamento. Fusco (1995) diz que a ruptura da aderência não se dá por simples deslizamento da barra de aço dentro do concreto, visto que os esforços mobilizados pela aderência criam no concreto uma região microfissurada no entorno das barras;
- Ruptura por fendilhamento: consiste da ruptura do concreto adjacente à barra de aço proveniente do aumento das tensões que superam a capacidade resistente da peça, originando uma fissuração intensa na direção transversal e longitudinal. Este tipo de ruptura ocorre quando o confinamento não é suficiente para garantir o arrancamento da barra;

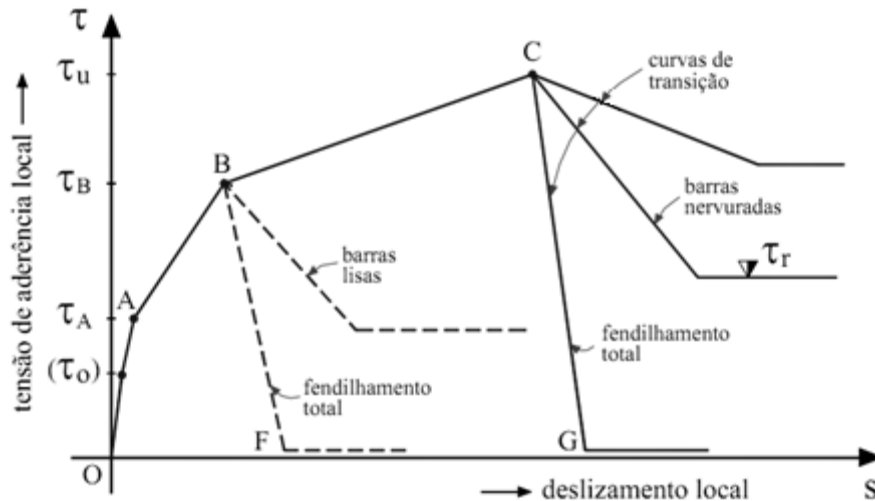
Ainda existem outras formas de ruptura como a ruptura do aço que ocorre quando a tensão na barra de aço atinge a tensão de escoamento do aço antes dos modos de ruptura anteriores.

Nas barras sem nervuras a aderência ocorre em razão da adesão química entre a pasta de cimento e a barra. Quando a adesão química se rompe, surge uma resistência aos deslizamentos devido ao atrito. Quando esta resistência se esgota, o fendilhamento não é total, mas a barra é arrancada, deixando atrás de si um orifício quase intacto dentro do concreto (GOTO, 1971).

Nas barras nervuradas, desenvolvidas justamente para produzir maior aderência do que as lisas, o fenômeno da aderência acontece de modo diferente. Ainda que nessas barras se desenvolvam a adesão e o atrito, a resistência aos deslizamentos nas barras nervuradas depende, sobretudo, da ação mecânica entre o concreto e as nervuras. A consequência da adesão química é pequena e o atrito não ocorre até que haja escorregamento entre a barra e o concreto. (BARBOSA, 2002; FRANÇA, 2004; VALE SILVA, 2010).

O comportamento da aderência pode ser explicado por vários modelos disponíveis na literatura. Tassios (1979) apresenta o desenvolvimento das tensões de aderência de acordo com o deslizamento (Figura 2).

Figura 2 – Curva teórica da tensão de aderência x deslizamento.



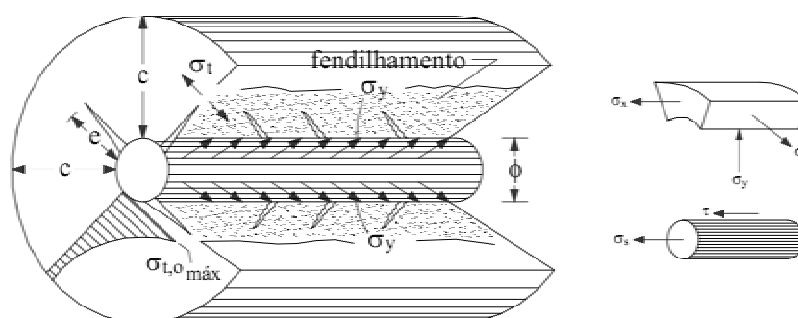
Fonte: Tassios (1979)

Ocorrem deslizamentos muito pequenos antes da tensão de aderência química τ_0 ser atingida. Com o aumento da carga, essa adesão é rompida e há posterior mobilização causada pelas nervuras das barras. Após a tensão τ_A , há a ocorrência das primeiras fissuras internas devido às tensões de tração ultrapassarem a resistência à tração do concreto (TASSIOS, 1979).

Após isto, as tensões radiais de compressão τ_y e as longitudinais de tração σ_x surgem pela tentativa de arrancamento da barra. Devido à combinação destas com a tensão de aderência, são produzidas grandes tensões diagonais de tração σ_1 que causam as fissuras diagonais transversais ao longo da armadura.

Após a fissuração transversal, as tensões de compressão também dão origem às tensões circunferenciais σ_t que produzem as fissuras por micro-fendilhamento interno, conforme a Figura 3.

Figura 3 – Fissuras transversais e de fendilhamento.



Fonte: Tassios (1979)

No trecho AB da Figura 2 ocorre a perda parcial da aderência e com isso, uma componente do atrito é introduzida para contribuir na aderência. À medida que o carregamento aumenta, as fissuras de fendilhamento se propagam tanto radialmente quanto longitudinalmente até atingir a tensão τ_B .

Quando o nível de tensão τ_B é atingido, as barras lisas são completamente arrancadas, em virtude da componente de atrito não ser mais suficiente para manter a aderência, deixando um orifício quase intacto no concreto. No caso das barras nervuradas, rompe por fendilhamento do concreto (ramo BF da curva) quando o cobrimento de concreto for muito pequeno. Caso contrário, entre os níveis de tensão τ_B e τ_u as barras nervuradas apresentam escorregamento crescente devido ao esmagamento do concreto entre nervuras. Quando a tensão τ_u é atingida o único mecanismo remanescente é o atrito. Após o pico do diagrama, ocorre a queda da curva, até certo valor que caracteriza a tensão de aderência residual τ_r . Quando o fendilhamento se desenvolve ao longo de todo o cobrimento a tensão residual é quase nula (ramo CG).

2.2 HISTÓRICO

A aderência aço-concreto sempre despertou interesse em muitos pesquisadores pela complexidade do fenômeno. A seguir são apresentados trabalhos que mostram estudos experimentais e, posteriormente são apresentados estudos numéricos relacionados com o fenômeno de aderência. Alguns propuseram modelos teóricos que pretendem simular esse fenômeno, a partir de ensaios

práticos. Outros desenvolveram modelos teóricos a partir do conhecimento do fenômeno de aderência já adquirido.

Abrams (1913) realizou considerações importantes sobre o incremento da aderência com barras nervuradas e referências sobre a área relativa das nervuras publicadas em um boletim informativo descrevendo suas experiências sobre ensaios de arrancamento simples e ensaios com vigas.

Watstein (1941) analisou a distribuição da tensão de aderência, ao longo de barras de aço, a partir do ensaio de arrancamento (*pull-out test*). O autor mediu o alongamento e a tensão na barra da parte encravada no cilindro de concreto com o auxílio de extensômetros mecânicos.

Clark (1949) comparou os dados da resistência ao deslizamento do aço em relação ao concreto, obtidos a partir de vários ensaios feitos em vigas submetidas à flexão e a partir de ensaios de arrancamento, variando a resistência do concreto, o comprimento de ancoragem e o diâmetro das barras.

Mains (1951) estudou o efeito dos ganchos no comprimento de ancoragem através de ensaios de arrancamento direto (*pull-out*) e de ensaios com vigas. O autor observou os efeitos das fissuras no concreto.

Ferguson (1954) analisou o espaçamento mínimo entre as barras de aço necessário para uma melhor transmissão das tensões de aderência entre a armadura e o concreto, através de ensaios de arrancamento excêntrico.

Rehm (1961) estudou o comportamento das propriedades de diferentes tipos de nervuras e as tensões ao redor delas e foi o primeiro a definir uma lei de aderência local. Ensaio de arrancamento executados com barras nervuradas mostraram que o movimento das nervuras em relação ao concreto circundante é praticamente o mesmo para todas as barras com ângulo de face acima de 40 graus. O autor constatou que o esmagamento do concreto em frente às nervuras se estende a uma distância de cinco a sete vezes a altura da nervura. Ele também estudou sobre a influência da posição das barras durante a concretagem na aderência. Para o pesquisador, o desempenho da aderência é mais eficaz quando a carga é aplicada em direção contrária àquela da sedimentação do concreto

(tratando-se das barras verticais). Na situação inversa, ou seja, carga aplicada na mesma direção do lançamento do concreto, a aderência pode notar valores mais pobres ainda do que em caso das barras horizontais no topo das formas. O esclarecimento para isto está no acúmulo de argamassa porosa na metade inferior das primeiras e embaixo das nervuras das outras.

Goto (1971) demonstrou como ocorre a formação e o comportamento das fissuras com o incremento das tensões na interface aço-concreto, decorrentes das nervuras das barras.

Ducatti (1993), utilizando ensaios de arrancamento, realizou estudos comparativos da aderência aço-concreto entre o concreto convencional e o concreto de elevado desempenho. Entre os parâmetros analisados estava a determinação da curva tensão de aderência vs. deslizamento. Os resultados mostraram que o comportamento das curvas eram semelhantes, tomada suas devidas proporções.

Valle (1994) estudou o comportamento da aderência entre o concreto e a armadura quando submetida a carregamento repetido, por meio da realização de ensaios de arrancamento. Os resultados mostraram que o carregamento repetido ocasiona uma deterioração da aderência diminuindo a capacidade última de ancoragem na armadura.

Vieira (1994), através do ensaio de arrancamento, estudou o comportamento da aderência aço-concreto no concreto de alta resistência com adição de sílica. Os resultados obtidos mostram aumento na tensão de aderência em 20% com a adição de sílica.

Hamouine e Lorrain (1995) pesquisaram a aderência entre barras de aço e o concreto de alto desempenho com sílica ativa através de ensaios de arrancamento. As relações entre a tensão de aderência com o deslizamento da barra e as variações na tensão de aderência média com todos os parâmetros estudados enfatizaram a importante influência da rugosidade da barra de aço e resistência do concreto.

Barbosa (1998), em um estudo experimental e numérico, analisou a influência de alguns parâmetros sobre a relação tensão de aderência e deslizamentos, sobretudo a posição das barras, tendo em vista a direção do lançamento do concreto e o comportamento de vigas fletidas influenciadas pelas características

mecânicas dos materiais que constituem o concreto armado de elevado desempenho. Dos resultados obtidos, a autora concluiu que a resistência de aderência é menos sensível ao posicionamento da barra, do que no concreto convencional; existe uma baixa variação da tensão de aderência devida à posição da barra, podendo-se simplificar certos procedimentos que justificam a segurança da ligação aço-concreto, outra conclusão foi que o uso de estribos pode influenciar na força de arrancamento da barra vertical.

Fernandes (2000) analisou a influência de alguns parâmetros na interface aço-concreto, como: diâmetro da armadura nervurada, tipo e amplitude de carregamento em ensaios de arrancamento direto sob cargas cíclicas e monotônicas. Os resultados dos ensaios monotônicos foram comparados com as recomendações do RILEM e também com modelagens analíticas feitas através de um código comercial de elementos finitos.

Barbosa (2002) avaliou o comportamento da aderência para concretos de diferentes classes de resistência à compressão e diferentes diâmetros de barras de aço, tanto circulares quanto quadradas. Realizou dois tipos de ensaio de aderência: ensaio de tirantes e ensaio de arrancamento direto. A autora chegou às seguintes conclusões: à medida que aumenta a resistência do concreto, a tensão de aderência também aumenta; a presença de sílica no traço do concreto aumenta a resistência de aderência; à medida que aumenta o diâmetro da barra, a tensão de aderência aumenta; o ensaio de arrancamento superestima os valores da tensão de aderência, quando comparado aos resultados obtidos no ensaio de tirantes; os modelos teóricos propostos ao estudo da aderência aço-concreto, de maneira geral, não são adequados aos materiais brasileiros.

Daoud e Lorrain (2003) estudaram a influência da posição das armaduras na aderência entre barras de aço e concreto auto-adensáveis. Os resultados mostraram que resistência da aderência foi maior para as barras concretadas verticalmente e carregados contra a direção de concretagem e a resistência da aderência diminui quando a profundidade de concreto abaixo da barra aumenta, para os modelos moldados na posição horizontal.

França (2004) trabalhou com ensaios de tração direta e de arrancamento direto utilizando concreto convencional e com concreto contendo de resíduo de borracha. Os resultados obtidos mostraram que o concreto com incorporação de

resíduos de borracha ocorre um decréscimo na tensão de aderência, quando comparado ao concreto convencional.

Almeida Filho (2006) estudou, numericamente e experimentalmente, a aderência entre a armadura de aço e o concreto utilizando concretos auto-adensáveis e convencionais, utilizando ensaios em vigas e de arrancamento direto. Os resultados obtidos mostraram que o comportamento dos modelos de vigas e de arrancamento foi similar, mostrando que o concreto auto-adensável possui características semelhantes ao concreto convencional, com as vantagens da trabalhabilidade no estado fresco.

Barbosa et al. (2008) analisaram a área relativa das nervuras das barras de aço em ensaios de arrancamento com concretos de diferentes classes de resistência e quatro barras de diferentes diâmetros. Os resultados indicaram que a tensão de aderência variou com o ângulo, espaçamento e altura das nervuras das barras independentemente da resistência à compressão do concreto.

Caetano (2008) propôs um modelo matemático que representa o comportamento de aderência de peças submetidas à corrosão de armadura e à exposição a elevadas temperaturas, utilizando ensaio de arrancamento direto, ensaio de arrancamento excêntrico e ensaio de viga. Os resultados obtidos mostram que os ensaios de arrancamento direto e de viga fornecem valores de tensão de aderência superiores aos obtidos em ensaios de arrancamento excêntrico. A autora descreve ainda que os efeitos de deterioração são extremamente importantes para avaliação do desempenho final da aderência, notando que, para temperaturas mais baixas a temperatura não provoca alteração no desempenho da aderência, mas, a partir de 550 °C, a redução é superior a 50%, para concretos de resistências elevadas. Concluiu também que a corrosão apresenta comportamento diferenciado da tensão de aderência para baixas taxas de perda de massa e posterior perda de desempenho com o aumento desta.

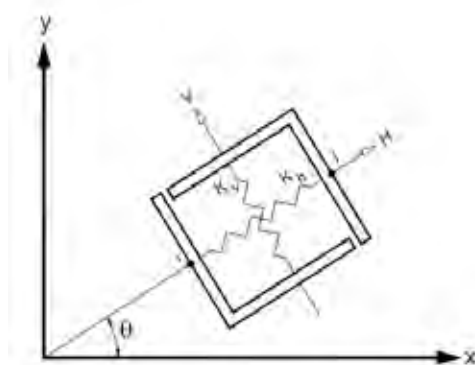
Lorrain et al. (2010) utilizaram o ensaio de arrancamento direto e um scanner a laser para analisar diferentes tipos de geometrias de barras de aço, de fabricações e países distintos no comportamento da aderência aço-concreto. Constataram que a geometria da barra de aço tem uma influência significativa sobre a aderência aço-concreto.

Vale Silva (2010) investigou a proposta feita por Lorrain e Barbosa (2008) comparando os dois tipos de ensaios de aderência aço-concreto: o ensaio padronizado pela RILEM/CEB/FIP RC6 (CEB, 1983) (*pull-out test*) e o *pull-out test* modificado (APULOT). Para isto utilizou duas classes de resistência de concreto, barras de aço de diâmetros 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm e idades de ruptura dos dois ensaios aos 3, 7 e 28 dias. Os resultados obtidos indicaram que a correlação entre a tensão média de aderência e a resistência à compressão do concreto são satisfatórias e próximas nos dois ensaios, e a relação entre tensão última de aderência e a resistência à compressão é satisfatória com casos pré-determinados. Posteriormente, Soudais (2011) aplicou com sucesso, diretamente em canteiros de obras, a proposta de Lorrain e Barbosa (2008), obtendo resultados satisfatórios para a determinação da resistência do concreto.

Nguyen et al (2011) utilizou ensaios de emissão acústica para avaliar o comportamento da interface aço-concreto no ensaio de arrancamento modificado (APULOT). Os autores utilizaram armaduras de diversos diâmetros e o comprimento de ancoragem variou em função deste diâmetro. Os resultados obtidos indicaram que existe uma interação do diâmetro da barra de aço com o cobrimento mínimo de concreto necessário para assegurar uma adequada resposta no ensaio.

Ngo (1967) utilizou o método dos elementos finitos para estudar os efeitos da aderência aço-concreto em vigas de concreto armado. O autor desenvolveu um elemento finito de ligação adimensional denominado *bond link* (mola) (Figura 4) para representar a aderência, colocado entre os elementos finitos que representam o concreto e os elementos finitos que representam as barras de aço.

Figura 4 – Elemento de ligação.



Fonte: Ngo (1967)

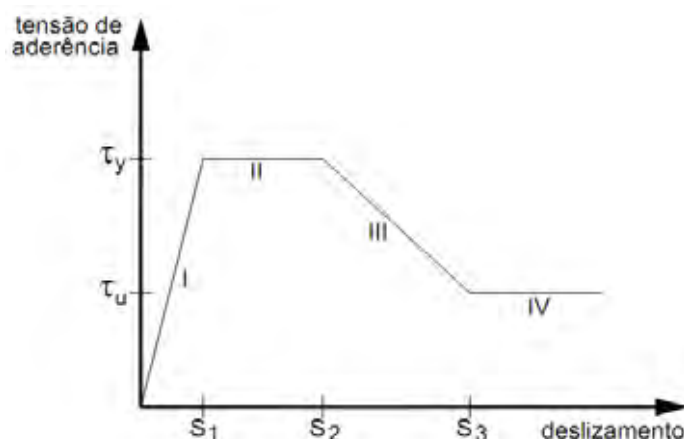
Nilson (1968) desenvolveu modelos numéricos de representação de amostras de concreto armado submetidas a ensaio de arrancamento excêntrico, utilizando o elemento de ligação apresentado por Ngo (1967).

Mirza (1979) estudou o comportamento entre a tensão de aderência e o deslizamento entre o aço e o concreto, variando o diâmetro das barras, a resistência à compressão do concreto e o carregamento, entre outros, obtendo assim, uma relação empírica entre a tensão de aderência e o deslizamento para ser utilizada na modelagem de um elemento finito.

Somayaji (1981) baseando-se no desenvolvimento teórico e na diferenciação de equações de equilíbrio e em expressões representativas das propriedades do concreto e do aço propôs um modelo analítico para investigação do comportamento das fissuras, e do efeito do enrijecimento à tração (*tension-stiffening*), em elementos de concreto armado submetidos à tração uniaxial. A validade dos resultados foi justificada com a comparação dos resultados obtidos experimentalmente.

Yankelevsky (1985) propôs um elemento finito unidimensional para consideração da tensão de aderência e o deslizamento na interface aço-concreto fundamentado em equações de equilíbrio das forças atuantes na interface entre a barra de aço e o concreto. A Figura 5 apresenta os quatro estágios em que foi dividido o comportamento do fenômeno de aderência a partir da relação tensão de aderência x deslizamento: I- contato inicial entre o aço e o concreto em que o deslizamento entre os dois materiais tem um correspondente aumento da tensão de aderência até o limite τ_y ; II- início da ruptura da aderência onde o deslizamento entre os dois materiais ocorre sem um acréscimo da tensão de aderência; III- há uma redução da tensão de aderência até chegar a uma tensão última onde a transferência de tensão, provocada pelo deslizamento entre os dois materiais, passa a ser dada também por fricção (estágio IV).

Figura 5 – Relação local da tensão de aderência x deslizamento



Fonte: Yankelevsky (1985).

Yankelevsky (1997) desenvolveu elementos finitos bidimensionais, que representam o comportamento da interface entre o aço e o concreto, para estruturas submetidas a ensaio de tração. A rigidez destes elementos incorpora parâmetros dos materiais aço e concreto e da relação entre a tensão de aderência x deslizamento.

Désir (1998) utilizou leis constitutivas baseadas nos conceitos da termodinâmica clássica, o qual considera a interface como sendo uma superfície de descontinuidade, com isso propôs uma modelagem numérica para simular o comportamento do fenômeno da aderência aço-concreto. Este modelo numérico foi incorporado na formulação de um elemento finito que representa tanto o aço quanto o concreto, onde cada material tem um comportamento próprio definido por uma lei constitutiva separada.

Lundgren (1999) apresentou um novo modelo teórico para análises tridimensionais em que as tensões de aderência não dependem somente do deslizamento, mas também da deformação radial entre a barra de aço e o concreto. Foram realizados vários ensaios de arrancamento com barras de aço de diferentes geometrias com cargas monotônicas e cíclicas. Os resultados mostram que o modelo é capaz de lidar com uma variedade de modos de falha, como por deslizamento, falha por fendilhamento, e a perda de aderência quando o aço está escoando, assim como lidar com cargas cíclicas de uma forma física razoável.

Choi (2002) estudou os mecanismos da aderência aço-concreto, como o atrito, a adesão e a características das nervuras, com o intuito de estabelecer uma expressão para prever a perda da resistência de aderência entre os dois materiais.

Lundgren (2002) aperfeiçoou o modelo apresentado por Lundgren (1999) onde o concreto é modelado com base na mecânica da fratura não-linear. Pode simular a perda de aderência devido à presença de fissuras no concreto e ao escoamento do aço.

Chen (2003) utilizou um modelo numérico que contém elementos de ligação para simular as propriedades da interface e para analisar a distribuição das fissuras em elementos de concreto armado na aderência aço-concreto.

Simão (2003) estudou a análise não-linear de estruturas de concreto armado através do método de elementos finitos, utilizando-se diversos modelos de armadura e perda de aderência. O autor concluiu que os recursos de modelagem utilizados permitem compreender melhor os mecanismos de deterioração e colapso das estruturas de concreto armado.

Jendele (2004) apresentou um modelo numérico para a simulação da aderência entre a armadura de aço e o concreto que analisa vigas de concreto armado considerando a falha na aderência e a fissuração do concreto. Este modelo é baseado nas características geométricas unidimensionais da barra de aço e nas propriedades da interface.

Yang (2005) apresentou, a partir de um critério de energia, um modelo para análise de vigas planas de concreto armado, onde as fissuras se propagam, baseadas no conceito de fissuração fictícia. A geração automática das fissuras considera a deterioração da aderência entre o aço e o concreto para cada estado de carregamento.

Marins Neto (2007) utilizando o método dos elementos finitos e um procedimento incremental-iterativo de carregamento analisou o comportamento da aderência aço-concreto através da modelagem numérica de vigas de concreto armado. Realizou análises comparando a modelagem numérica desenvolvida em seu trabalho com outras encontradas na literatura e também com ensaios experimentais, mostrando bons resultados.

2.3 MECANISMOS DE ADERÊNCIA

A aderência aço-concreto é composta por várias parcelas, onde a determinação delas, separadamente, é de grande complexidade devido aos vários fenômenos envolvidos. Fusco (1995) entre outros autores dividem os mecanismos de aderência em três parcelas, a saber:

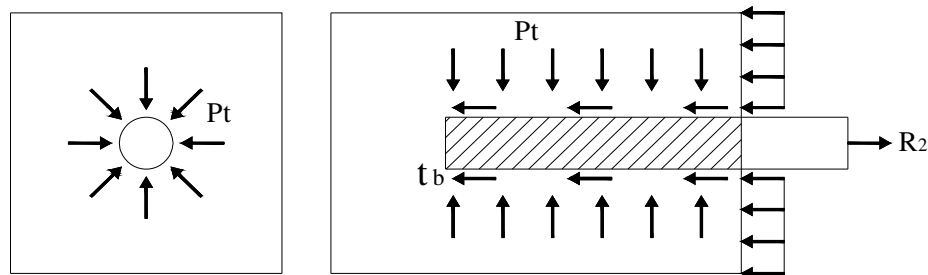
2.3.1 Aderência por adesão química

A parcela de aderência por adesão química é originada do processo físico-químico que atua na interface entre o concreto e a barra de aço durante as reações de hidratação do cimento, estando ligada à rugosidade e à limpeza da superfície da barra de aço. Esta parcela não é suficiente para uma boa aderência, pois é destruída no caso de pequenos deslocamentos da barra.

2.3.2 Aderência por atrito

Esta parcela de aderência é devida as forças de atrito entre a barra de aço e o concreto, dependendo do coeficiente de atrito dado em função da condição da rugosidade superficial da barra e da compressão transversal aplicada pelo concreto na barra, conforme mostra a Figura 6.

Figura 6 - Aderência por atrito

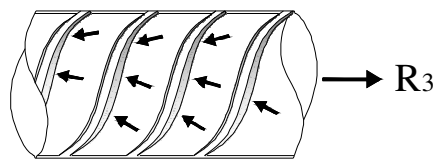


Fonte: Fusco (1995)

2.3.3 Aderência Mecânica

Segundo Rossi (2002) é a parcela de aderência decorrente da formação de consoles de concreto entre as nervuras das barras de aço nervuradas. Os consoles impedem o deslizamento rápido no interior do concreto, transformando esse tipo de aderência na ligação mais efetiva das três relacionadas. A Figura 7 mostra a aderência mecânica decorrente da presença de saliências na superfície das barras.

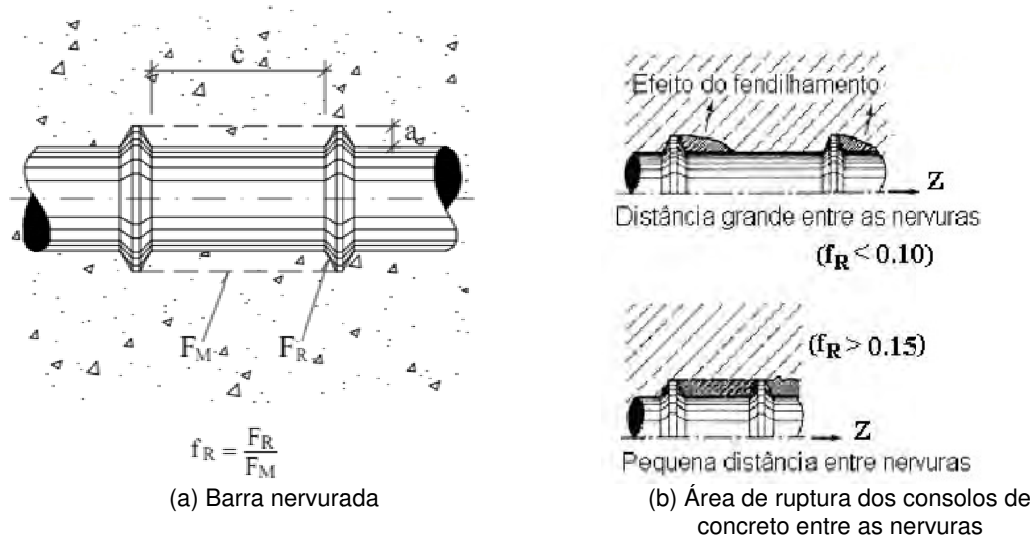
Figura 7 - Aderência mecânica



Fonte: Fusco (1995 apud VALE SILVA, 2010).

Segundo Rehm (1961) apud Leonhardt e Mommig (1979), o valor da resistência de aderência mecânica depende da forma e da inclinação das nervuras, da altura a e da distância livre entre elas c . A superfície relativa f_R estabelece uma medida de comparação para barras de perfis diferentes. Esta superfície relativa é definida pela relação entre a superfície das nervuras (F_R), que é igual à área de contato dos consoles de concreto existente entre nervuras com as mesmas, e a superfície lateral (F_M) do cilíndrico de concreto a ser “cortado” para liberar a barra ao deslizamento. A Figura 8 exemplifica as áreas possíveis de ruptura dos consoles de concreto entre as nervuras das barras.

Figura 8 – Explicações das designações em uma barra ideal com nervuras anulares e áreas possíveis de ruptura dos consolos de concreto entre nervuras



Fonte: Rehm (1961 apud Leonhardt e Mommig 1979).

2.4 PARÂMETROS QUE INFLUENCIAM NA ADERÊNCIA

A tensão de aderência pode ser definida como sendo a relação entre a força atuante na barra e a superfície da barra aderente ao concreto. Porém existem vários fatores que podem intervir na sua quantificação e influenciar o comportamento da aderência. Alguns desses fatores são citados a seguir:

- Resistência mecânica do concreto;
- Limite de escoamento do aço;
- Diâmetro das barras de aço;
- Espaçamento entre as barras de aço;
- Posição das barras na concretagem;
- Composição do concreto fresco;
- Idade de Carga;
- Adensamento do concreto fresco;
- Tratamento superficial do aço;
- Cobrimento de concreto ao redor das barras de aço;
- Formas e dimensões das nervuras das barras de aço;
- Comprimento de ancoragem;
- Tipo de carregamento; entre outros.

Este presente trabalho avaliou a influência de alguns destes parâmetros, os quais são descritos abaixo de acordo com a literatura existente.

- Resistência mecânica do concreto: quanto maior a resistência mecânica do concreto, maiores serão os esforços de aderência que o concreto poderá suportar na interface. A resistência à compressão do concreto é um fator decisivo quando a ruptura da aderência é por deslizamento. Já a resistência à tração do concreto influencia a ruptura da aderência por fendilhamento que ocorre quando as tensões circunferenciais de tração alcançam ou excedem a resistência à tração do concreto.
- Diâmetro das barras de aço: o diâmetro da barra de aço afeta a área superficial de aderência. Trabalhos experimentais realizados por Ducatti (1993) mostraram que o aumento do diâmetro da barra reduz a tensão máxima da aderência. Tal fato é justificável pela espessura da zona de transição, mais grossa nas barras de maior diâmetro. De acordo com o ACI committee 408 (1991), se o cobrimento e o comprimento aderente forem mantidos proporcionais ao diâmetro da barras, o diâmetro não tem relevância direta no comportamento da ligação aço-concreto.
- Cobrimento de concreto ao redor das barras de aço: influencia o cone de fissuração formado ao redor da barra de aço. Quanto maior for o cobrimento, maior será o grau de confinamento e, conseqüentemente, maior a tensão de aderência. De acordo com o FIB (2000) Bulletin n.10, sem pressão transversal externa ou sem armadura transversal suficiente, um cobrimento de aproximadamente três vezes o diâmetro da barra parece ser suficiente para admitir ruptura por deslizamento.
- Comprimento de ancoragem: quanto maior o comprimento de ancoragem, maior a capacidade resistente da ligação entre o aço e o concreto, porém este incremento não é proporcional ao comprimento, pois a tensão de aderência é variável ao longo da barra (DARWIN et al, 1992).

2.5 ENSAIOS DE ADERÊNCIA

Existem vários ensaios que determinam os valores da tensão de aderência entre a armadura de aço e o concreto. Entre eles pode-se destacar:

- Ensaio de Arrancamento Direto: “*pull-out test* (POT)”;
- Ensaio de Arrancamento excêntrico (*cantilever bond test*),
- Ensaio de Arrancamento com Anel Circunferencial – “*ring pull – out test*”;
- Ensaio de Flexão – “*beam test* (Bt)”;
- Ensaio de Extremo de Viga – “*beam end test*”;
- Ensaio de Aderência do Tipo “*push-out test*”;
- Ensaio das Quatro Barras;
- Ensaio de Tração Direta.

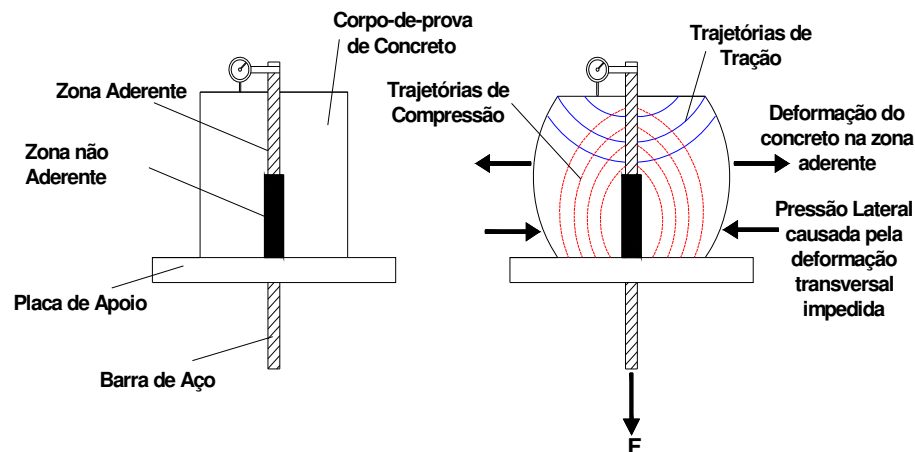
2.5.1 Ensaio de Arrancamento Direto (*pull-out test*)

O ensaio de arrancamento direto consiste em arrancar uma barra de aço posicionada no centro de um prisma de concreto. Este ensaio é um dos mais tradicionais ensaios de aderência. As duas extremidades da barra de aço ficam para fora do prisma de concreto onde é aplicada a carga a um extremo e lido o deslizamento no outro extremo.

Neste ensaio de arrancamento, surge uma componente de compressão longitudinal e para minimizar este efeito, considera-se uma zona não aderente logo após a placa de apoio. Em zonas de ancoragem da armadura de tração de vigas submetidas à flexão essa componente não existe (FUSCO, 1995).

Este ensaio tem sido empregado mundialmente para estudar as variáveis que interferem na aderência aço-concreto, tornando-se um ensaio clássico, normalizado pela RILEM/CEB/FIP RC6 (CEB, 1983) e também está referido na ASTM (1991). A Figura 9 ilustra o ensaio de arrancamento direto, com as trajetórias de tensões de tração e compressão.

Figura 9 - Detalhes do ensaio de arrancamento direto POT



Fonte: Leonhardt e Mönning (1979 apud ALMEIDA FILHO, 2006)

Com o rompimento da ligação aço-concreto, a barra se desloca com mais ou menos facilidade dentro do bloco de concreto dependendo da rugosidade da sua superfície envolvida. O valor do pico de resistência permite calcular convencionalmente a tensão última (máxima) da ligação (τ_u), obtida pela divisão da força máxima aplicada pela superfície nominal de ancoragem (VALE SILVA, 2010).

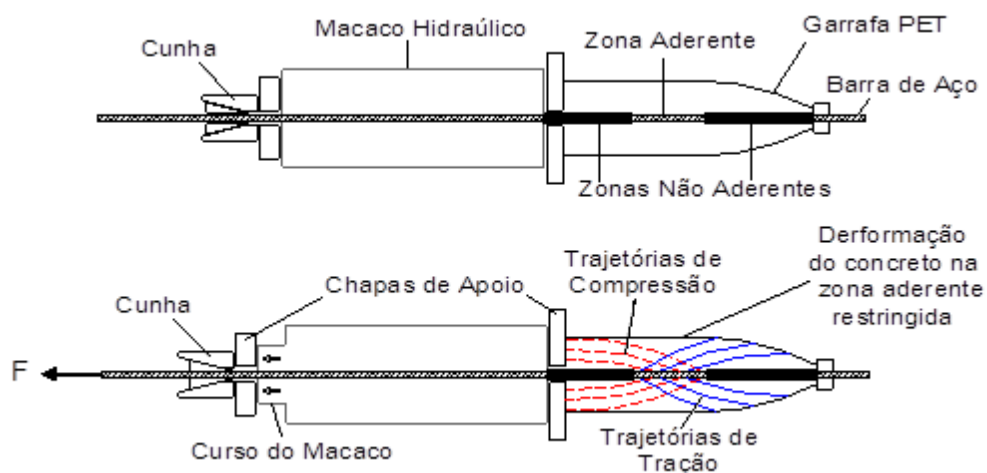
Esse tipo de ensaio tem sido utilizado, principalmente, nos seguintes casos: pesquisar o comportamento de barras de diferentes perfis; avaliar a aderência das barras em concretos de diferentes resistências à compressão; determinar o efeito da direção de concretagem; determinar o efeito da duração e do tipo de carregamento; avaliar a influência da posição da armadura e pesquisar a influência do comprimento ancorado; para o estudo da influência sobre a aderência do cobrimento e espaçamento; armadura transversal e forças transversais (BARBOSA, 2002).

Ducatti (1993), Barbosa (2002), Daoud et Lorrain (2003), Almeida filho (2006), Vale Silva (2010), entre outros vêm obtendo resultados significativos usando o ensaio de arrancamento. Segundo Almeida Filho (2006) esse tipo de ensaio se mostrou bastante eficaz, apresentando pequena variação em relação a outro tipo de ensaio de aderência utilizado.

2.5.2 Ensaio de aderência *pull-out test* modificado (APULOT).

Lorrain e Barbosa (2008) propuseram uma modificação do ensaio pull-out, o qual denominou de ensaio APULOT, com o propósito de facilitar o ensaio de arrancamento direto, e objetivando aplicá-lo em canteiro de obra. O ensaio APULOT utiliza como molde de corpo-de-prova garrafas de plástico PET cilíndricas, que eram descartadas na natureza, as quais devem possuir um diâmetro mínimo de 8 cm e se possível um formato mais homogêneo na zona aderente. A Figura 10 ilustra o ensaio de arrancamento modificado "APULOT", com a localização da zona aderente e as trajetórias de tensões de tração e compressão. Uma alteração introduzida nesse ensaio é o fato do corpo de prova se manter dentro do invólucro de plástico da garrafa PET, o que leva a uma diminuição da deformação lateral do mesmo.

Figura 10 - Esquema do ensaio APULOT



Fonte: Vale Silva (2010)

A Figura 11 (a) ilustra a moldagem da garrafa PET e a Figura 11 (b) ilustra o método para o arrancamento mostrado por Lorrain e Barbosa (2008).

Figura 11 - (a) Preenchimento do corpo-de-prova de garrafa PET; (b) Ensaio de arrancamento APULOT.



(a)

(b)

Fonte: Lorrain e Barbosa (2008)

No ensaio APULOT o comprimento de ancoragem (zona aderente), vai depender da resistência à compressão do concreto (f_{cm}) e do diâmetro da barra de aço (ϕ), baseando-se no conceito de equilíbrio das tensões necessárias para ancorar uma barra de aço no concreto. As Equações 1 e 2 mostram a tensão última de aderência e a tensão de escoamento do aço, respectivamente. Através do balanceamento destas duas equações, chega-se a Equação 3. Neste ensaio outra característica é que possui duas zonas não aderentes, no começo e final do corpo-de-prova.

Este comprimento de ancoragem é calculado utilizando a Equação 3, admitindo o equilíbrio das equações 1 e 2, necessário para ancorar uma barra de aço no concreto.

$$\tau_u = \frac{F}{\pi \cdot \phi \cdot L}$$

Equação 1

$$f_y = \frac{F}{\left(\frac{\pi \cdot \phi^2}{4}\right)}$$

Equação 2

$$L = \frac{F_y \cdot \phi}{4 \cdot \tau_u}$$

Equação 3

onde: L = Comprimento de ancoragem (mm);

f_y =Tensão de escoamento do aço (MPa);

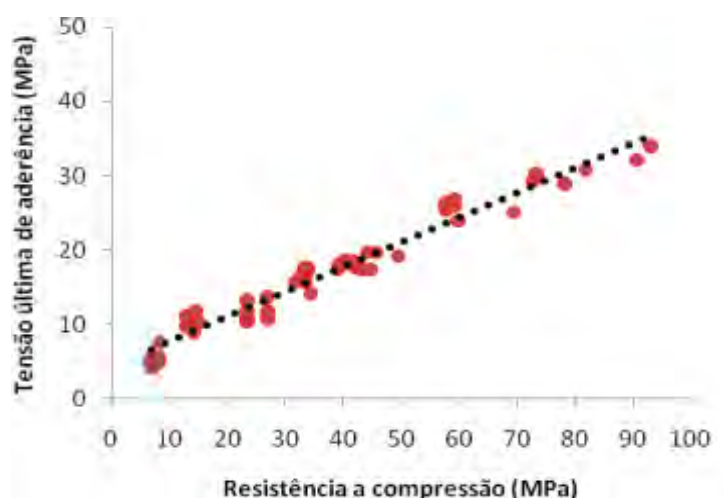
ϕ = diâmetro da barra (mm);

τ_u =Tensão última de aderência (MPa);

F = Força de arrancamento (N).

Para a determinação de L (comprimento de ancoragem), o valor da tensão última de aderência é obtido pela curva de correlação adotada por Lorrain e Barbosa (2008) (Figura 12, com legenda na Tabela 1).

Figura 12 - Curva de correlação



Fonte: Lorrain e Barbosa (2008).

Tabela 1 - Legenda da Figura 12

1	Pontos encontrados por Lorrain e Barbosa (2008)
2	Regressão linear com os pontos sugeridos por Lorrain e Barbosa (2008) $\tau_u = 0,33.f_c + 4,35$ / $R^2 = 0,96$

Analogamente as normas NBR 6118 (ABNT, 2007) e CEB-FIP (1990) que definem a expressão para o comprimento de ancoragem básico l_b (Equação 3), onde buscam assegurar que a armadura entre em escoamento antes que seja superada a tensão de aderência.

Vale Silva (2010) determinou o comprimento de ancoragem, através do ensaio APULOT, utilizando a Equação 3. A partir dos valores das resistências à compressão aos 28 dias dos concretos utilizados, foi obtido o valor da tensão última pela curva de correlação proposta por Lorrain e Barbosa (2008). Calcula-se então o

valor do comprimento de ancoragem, L . O valor obtido foi de aproximadamente 10ϕ para o concreto de resistência a compressão média (f_{cm}) de 27,8 MPa aos 28 dias e 6ϕ para o concreto com resistência a compressão média (f_{cm}) de 49,3 MPa aos 28 dias.

O autor trabalhou com armaduras de três diâmetros distintos, 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm. Em seus resultados, nas barras com diâmetro de 8,0 mm, houve o deslizamento, mas para as barras com diâmetros maiores (10,0 mm e 12,5 mm) ocorreu a ruptura por fendilhamento. O autor acredita que este fato está relacionado com as garrafas PET, utilizadas no ensaio *pull-out* modificado, não apresentarem dimensões adequadas para suportar as tensões provocadas com o aumento do diâmetro das barras ou, pelo fato do comprimento de ancoragem usado nos ensaios, estarem inadequados. Este trabalho realiza uma análise numérica detalhada para avaliar a distribuição de tensões que ocorre neste caso e um estudo acerca do comprimento de ancoragem adotado.

2.6 NORMAS SOBRE ADERÊNCIA

A seguir são apresentadas as recomendações da Norma Brasileira NBR 6118: 2003 e do Comitê Europeu do Beton – FIP (1990) para a consideração da aderência aço-concreto no projeto estrutural.

2.6.1 NBR 6118: 2003

Segundo a NBR 6118 (2003) da ABNT, considera-se em boa situação de aderência os trechos das barras que estejam em uma das seguintes posições:

- com inclinação maior que 45° sobre a horizontal;
- horizontais ou com inclinação menor que 45° sobre a horizontal, desde que:

- para elementos estruturais com $h < 60$ cm, localizados no máximo 30 cm acima da face inferior do elemento ou da junta de concretagem mais próxima;
- para elementos estruturais com $h \geq 60$ cm, localizados no mínimo 30 cm abaixo da face superior do elemento ou da junta de concretagem mais próxima.

Já os outros trechos das barras em outras posições devem ser considerados em má situação quanto à aderência.

Para o cálculo da resistência de aderência entre a armadura e o concreto, é utilizada a Equação 4:

$$f_{bd} = \eta_1 \cdot \eta_2 \cdot \eta_3 \cdot f_{ctd} \quad \text{Equação 4}$$

onde:

$$\eta_1 = \begin{cases} 1,0 & \text{para barras lisas} \\ 1,4 & \text{para barras entalhadas} \\ 2,25 & \text{para barras nervuradas} \end{cases}$$

$$\eta_2 = \begin{cases} 1,0 & \text{para situações de boa aderência} \\ 0,7 & \text{para situações de má aderência} \end{cases}$$

$$\eta_3 = \begin{cases} 1,0 & \text{para } \phi \leq 32\text{mm} \\ \frac{132 - \phi}{100} & \text{para } \phi > 32\text{mm} \end{cases}$$

O valor de f_{ctd} é dado pela Equação 5:

$$f_{ctd} = \frac{0,21}{\gamma_c} f_{ck}^{2/3} \quad \text{Equação 5}$$

Segundo esta norma, define-se comprimento de ancoragem básico l_b como o comprimento reto necessário para ancorar a força limite $A_s f_{yd}$, admitindo, ao longo desse comprimento, resistência de aderência uniforme e igual a f_{bd} .

O comprimento de ancoragem básico é dado pela Equação 6:

$$l_b = \frac{\phi f_{yd}}{4 f_{bd}} \quad \text{Equação 6}$$

2.6.2 CEB-FIP MODEL CODE (1990)

Para carregamento monotônico, as tensões de aderência locais podem ser obtidas como uma função do deslizamento s , de acordo com as equações 7 a 10 e a Figura 13:

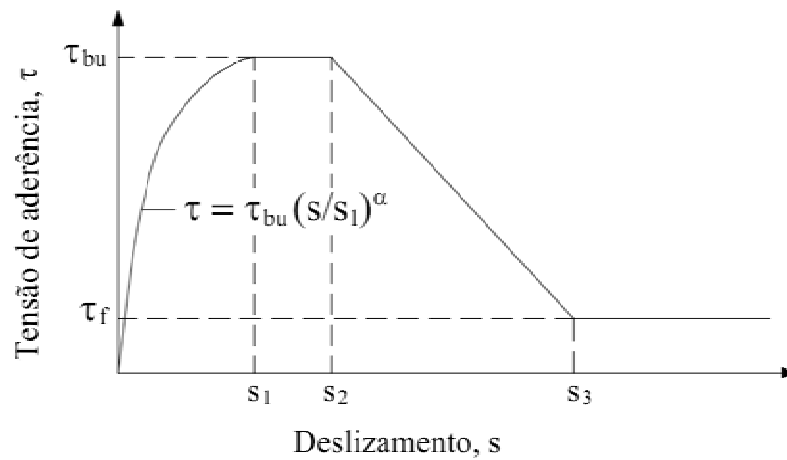
$$\tau = \tau_{max} (s/s_1)^\alpha \quad \text{para } 0 \leq s \leq s_1 \quad \text{Equação 7}$$

$$\tau = \tau_{max} \quad \text{para } s_1 \leq s \leq s_2 \quad \text{Equação 8}$$

$$\tau = \tau_{max} - (\tau_{max} - \tau_f) \left(\frac{s-s_2}{s_3-s_2} \right) \quad \text{para } s_2 \leq s \leq s_3 \quad \text{Equação 9}$$

$$\tau = \tau_f \quad \text{para } s_3 < s \quad \text{Equação 10}$$

Figura 13 – Relação analítica de tensão de aderência vs. deslizamento (carregamento monotônico)



Fonte: CEB-FIP Model Code (1990)

Os valores dos parâmetros s_1 , s_2 , s_3 , α e τ_{bu} para armadura nervurada estão na Tabela 2:

Tabela 2 – Parâmetros para definir a relação média tensão de aderência vs. deslizamento

Valor	Concreto não-confinado*		Concreto confinado	
	Condições de aderência		Condições de aderência	
	Boas	Todos os outros casos	Boas	Todos os outros casos
S_1	0,6 mm	0,6 mm	1,0 mm	
S_2	0,6 mm	0,6 mm	3,0 mm	
S_3	1,0 mm	2,5 mm	Distância entre as nervuras	
α	0,4		0,4	
τ_{bu}	$2,0\sqrt{f_{ck}}$	$1,0\sqrt{f_{ck}}$	$2,5\sqrt{f_{ck}}$	$1,5\sqrt{f_{ck}}$
τ_f	$0,15\tau_{bu}$		$0,40\tau_{bu}$	

*Ruptura por fendilhamento do concreto

**Ruptura por deslizamento da barra

Fonte: CEB (1990)

Os valores das colunas 2 e 3 da Tabela 2 são válidos para um cobrimento $c = \phi$ e um mínimo de armadura transversal igual a Equação 11:

$$A_{st,min} = 0,25nA_s \quad \text{Equação 11}$$

onde: $A_{st,min}$: área de estribos (dois ramos) sobre um comprimento igual ao comprimento de ancoragem;

n : número de barras envolvidas pelos estribos;

A_s : área de uma barra.

Os valores das colunas 4 e 5 são válidos para concreto confinado (cobrimento $c \geq 5\phi_s$ ou armadura transversal com $A_{st} > nA_s$) ou pressão transversal elevada ($p \geq 7,5 \text{ MPa}$).

Se $A_{st,min} < A_{st} < nA_s$ e $0 < p < 7,5 \text{ MPa}$, os valores de s_1 , s_3 , τ_{bu} e τ_f são interpolados linearmente entre os valores para concreto não-confinado e para concreto confinado. Se $A_{st} > A_{st,min}$ ocorre simultaneamente a uma pressão transversal, os efeitos são adicionados.

O valor de projeto da tensão de aderência f_{bd} e do comprimento de ancoragem l_b do CEB, 1990 é calculado igualmente a norma brasileira NBR 6118: 2003, ou seja, conforme as equações 4 e 6, respectivamente.

A graphic for Chapter 3, consisting of a blue square. Inside the square, the word "CAPÍTULO" is written vertically in white, and a large white number "3" is positioned to its right.

CÓDIGO DE CÁLCULO: ATENA

3.1 APRESENTAÇÃO

O código de cálculo ATENA (*Advanced Tool for Engineering Nonlinear Analysis*) foi desenvolvido pela Cervenka Consulting Ltd na República Tcheca. Tem o campo de aplicação vasto, e vem sendo utilizado na engenharia estrutural, engenharia mecânica, geotecnia, entre outras. Simula o comportamento do concreto e estruturas de concreto armado incluindo a fissuração do concreto. Utiliza o Método dos Elementos Finitos na análise não-linear de estruturas.

Optou-se em utilizar este código de cálculo para a análise numérica da aderência entre o aço e concreto por possuir elemento de interface capaz de simular o contato entre dois materiais baseado no modelo de Mohr-Coulomb.

O programa também simula o comportamento das estruturas quer seja através de análises lineares e não-lineares. A ação total atuante é definida pela integral no tempo de incrementos de forças, com aplicação dos Métodos Newton-Rhapson ou Arc-Length.

A análise computacional é dividida em três partes principais, o pré-processamento, o processamento e o pós-processamento. No pré-processamento, são definidos o modelo geométrico da estrutura, os tipos de armadura, os apoios, as ações externas, a malha de elementos finitos, os pontos de monitoração e o método de análise. No processamento é realizada a análise computacional e o acompanhamento das ações (incrementos de forças) e reações (deformações e fissuração) na estrutura. No pós-processamento, é realizada a análise dos

resultados obtidos com o auxílio de elementos gráficos que mostram o comportamento da estrutura sob diversos ângulos e situações.

Primeiramente, ocorre a definição da geometria da peça que é realizada a partir de macro-elementos ou regiões sólidas, os quais são determinados por pontos, linhas e superfícies. As propriedades dos materiais e suas condições de contorno são atribuídas a cada um dos macro-elementos individualmente.

Os materiais são definidos por meio de propriedades e parâmetros físicos, divididos em grupos de acordo com suas características constitutivas.

Dentre as propriedades do aço estão a relação tensão-deformação no regime elástico-linear ou multilinear, com ou sem patamar de escoamento definido, o modelo não-linear de ciclos de carregamento e descarregamento, e o critério de escoamento de von Mises.

Para o concreto, dentre suas propriedades estão: a lei de tensão-deformação e o plano de ruína da estrutura, determinados pelos critérios de plasticidade (compressão) de Drucker-Prager e de falha (tração) de Rankine. O programa permite a combinação dos dois modelos descritos acima de modo a simular a ruptura e a fissuração do concreto.

A geração da malha de elementos finitos é realizada separadamente em cada macro-elemento. Há três opções de malha disponíveis: quadrilateral, triangular e mista. É importante salientar que a configuração dos elementos finitos é de grande importância nos resultados.

O programa também permite a compatibilização de diferentes malhas ao longo dos pontos de contato dos macro-elementos. Deve-se evitar nas análises não-lineares a concentração de tensões irrealista que pode gerar uma falha prematura da peça ou o fendilhamento do concreto.

Para a resolução dos modelos numéricos, o programa permite a utilização dos métodos Newton-Raphson e Arc-Length.

O método Newton-Raphson adota o conceito de incrementos de força em que são realizados, a cada etapa de carregamento, cálculos iterativos até que haja uma

convergência entre as variáveis da função diferencial. A cada nova iteração de um passo de carga, a força é mantida constante e o deslocamento é redefinido até que a reta tangente do incremento de força encontre a curva força x deformação.

O método Arc-Length, ao contrário do método Newton-Rhapson, recalcula, a cada nova iteração de um passo de carga, os valores do deslocamento e da força aplicada. Para tanto, a cada nova etapa de cálculo, é pré-definido um valor para a força aplicada e para o deslocamento. Isto é feito através da determinação do comprimento do vetor de forças e da variação do deslocamento no passo de carga. A partir da determinação do comprimento do vetor de forças e da variação do deslocamento, os valores da força e da deformação ficam circunscritos a um comprimento de arco e são recalculados até que os resultados convirjam.

Para esta pesquisa, foi adotado o critério de análise de Newton-Rhapson com incrementos de deslocamentos de 0,06 mm a cada passo.

3.2 MODELOS CONSTITUTIVOS UTILIZADOS

3.2.1 Concreto

O desenvolvimento de um modelo constitutivo para o concreto é uma tarefa difícil devido às características de não homogeneidade e anisotropia deste material (RAMOS, 2010).

A escolha de um modelo constitutivo para o concreto requer uma definição do comportamento à tração, à compressão e ao cisalhamento. Para a compressão, são utilizados modelos que adotam a teoria da plasticidade, como os modelos de Rankine, Von Mises, Tresca, Mohr-Coulomb e Drucker-Prager. Para a tração, são utilizados modelos de fissuração, que podem ser divididos em: modelos de fissuração distribuída e modelo de fissuração discreta.

Para isto, escolheu-se um modelo de fratura plástica, chamado *CC3DNonLinCementitious2* presente na biblioteca do software ATENA, que combina modelos constitutivos de tração (fratura) e comportamento plástico de compressão.

O modelo de fratura é baseado na formulação clássica de fissura distribuída ortotrópica e modelo de largura de fissura. Ele emprega o critério de falha de Rankine, amolecimento exponencial, e pode ser usado como modelo de fissura rotacionada ou fixa. Já o modelo de plasticidade de endurecimento e amolecimento é baseado em superfície de ruptura Menétrey-Willam. O modelo usa o algoritmo de mapeamento de retorno para a integração das equações constitutivas. O algoritmo combinado é baseado em uma substituição recursiva, e permite os dois modelos serem formulados separadamente.

Este modelo tem a capacidade de lidar com alterações físicas, como o fechamento de fissuras e não é restrita a qualquer forma particular de leis de endurecimento e de amolecimento. Também é possível formular o modelo plástico e de fratura totalmente independente, e sua combinação pode ser fornecido em um algoritmo ou modelo diferente. O método de decomposição de tensão, como introduzido por De Borst (1986), é usado para combinar os modelos de fratura e plasticidade juntos. Ambos os modelos foram desenvolvidos no âmbito do algoritmo de mapeamento de retorno por Wilkins (1964). Esta abordagem garante a solução para todas as magnitudes de incremento de tensão. Do ponto de vista algorítmico o problema é então transformado em encontrar um ponto ótimo de retorno sobre a superfície de ruptura (CERVENKA, 2011).

O algoritmo combinado determina a separação das deformadas em componentes de plasticidade e de fratura, enquanto que ele preserva a tensão equivalente em ambos os modelos. O algoritmo é baseado em um esquema iterativo recursiva. Pode ser demonstrado que um algoritmo recursivo não pode alcançar a convergência, em certos casos, como, por exemplo, amolecimento e dilatação dos materiais. Por esta razão, o algoritmo recursivo é prorrogado por uma variação do método de relaxamento para estabilizar a convergência.

A formulação do modelo do material é descrita por Cervenka (2011). Ela é baseada na decomposição da deformação em elástico (ϵ_{ij}^e), plástico (ϵ_{ij}^p) e componentes de fraturamento (ϵ_{ij}^f) (DE BORST, 1986), conforme a Equação 12.

$$\epsilon_{ij} = \epsilon_{ij}^e + \epsilon_{ij}^p + \epsilon_{ij}^f$$

Equação 12

O novo estado de tensão é então calculado pela Equação 13:

$$\sigma_{ij}^n = \sigma_{ij}^{n-1} + E_{ijkl}(\Delta\varepsilon_{kl} - \Delta\varepsilon_{kl}^p - \Delta\varepsilon_{kl}^f) \quad \text{Equação 13}$$

onde os incrementos de deformação plástica ($\Delta\varepsilon_{kl}^p$) e deformação fraturada ($\Delta\varepsilon_{kl}^f$) devem ser avaliados com base nos modelos do material utilizado.

O critério de Rankine é usado para o concreto fissurado conforme a Equação 14

$$F_i^f = \sigma_{ii}' - f_{ti}' \leq 0 \quad \text{Equação 14}$$

Supõe-se que as deformações e tensões são convertidas nas direções do material, que em caso de modelo de fissura rotacionada correspondem às direções principais, e em caso do modelo de fissura fixa, são dadas pelas direções principais no início de rachaduras. Portanto, σ_{ii}' identifica a tensão probatória e f_{ti}' a resistência à tração na direção i do material. O primeiro símbolo indica a quantidade de direções do material.

A abertura de fissura w é calculada a partir do valor total de deformação de fraturamento ($\varepsilon_{kk}'^f$) na direção k , além do incremento atual de deformação de fraturamento $\Delta\lambda$, que esta soma é multiplicada pelo tamanho característico L_t .

Já a resistência ao cisalhamento de um concreto fissurado é calculada usando a Teoria do Campo de Compressão Modificada de Vecchio e Collins (1986) (Equação 15).

$$\sigma_{ij} = \frac{0,18\sqrt{f_c'}}{0,31 + \frac{24w}{a_g + 16}}, i \neq j \quad \text{Equação 15}$$

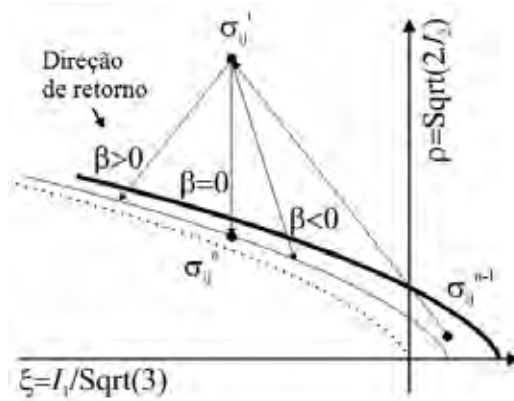
onde f_c' é a resistência à compressão em MPa, a_g é o tamanho máximo do agregado em milímetros e w é a largura máxima da fissura em milímetros no local indicado. Este modelo é ativado por especificar o tamanho máximo do agregado a_g caso contrário, o comportamento padrão é utilizado quando a tensão de cisalhamento em uma superfície fissurada não pode exceder a resistência à tração.

Para o modelo de plasticidade para o concreto comprimido, o novo estado de tensão é calculado usando a fórmula do preditor-corretor (Equação 16).

$$\sigma_{ij}^n = \sigma_{ij}^{n-1} + E_{ijkl}(\Delta\epsilon_{kl} - \Delta\epsilon_{kl}^p) = \sigma_{ij}^t - E_{ijkl}\Delta\epsilon_{kl}^p = \sigma_{ij}^t - \sigma_{ij}^p \quad \text{Equação 16}$$

O algoritmo de mapeamento de retorno para o modelo plástico é baseado numa abordagem preditor-corretor como é mostrado na Figura 14. Durante a fase de corretor, o algoritmo da superfície de ruptura se move ao longo do eixo hidrostático para simular o endurecimento e o amolecimento. A superfície de ruptura final tem o ápice localizado na origem do sistema de coordenadas Haigh-Vestergaard.

Figura 14 - Algoritmo do preditor-corretor plástico



Fonte: Cervenka (2011)

O método da secante é usado para determinar a tensão na superfície, o que satisfaz a condição de escoamento e também as leis de endurecimento e amolecimento.

Os modelos de plasticidade e de fratura são combinados em um único modelo de tal forma que a plasticidade é utilizada para o concreto comprimido e o modelo de fratura de Rankine para a fissuração. Este problema pode ser geralmente indicado como uma solução simultânea das duas seguintes desigualdades:

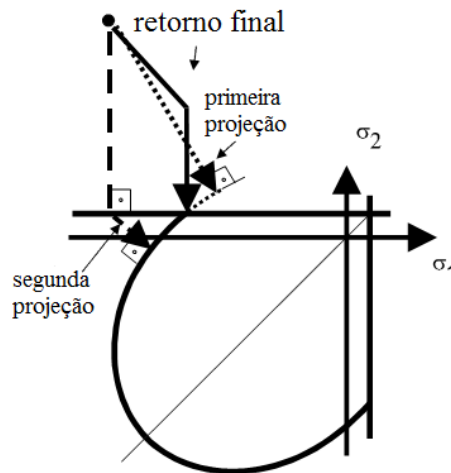
$$F^p(\sigma_{ij}^{n-1} + E_{ijkl}(\Delta\epsilon_{kl} - \Delta\epsilon_{kl}^f - \Delta\epsilon_{kl}^p)) \leq 0 \text{ resolvido para } \Delta\epsilon_{kl}^p \quad \text{Equação 17}$$

$$F^f(\sigma_{ij}^{n-1} + E_{ijkl}(\Delta\epsilon_{kl} - \Delta\epsilon_{kl}^p - \Delta\epsilon_{kl}^f)) \leq 0 \text{ resolvido para } \Delta\epsilon_{kl}^f \quad \text{Equação 18}$$

O algoritmo para a combinação dos dois modelos é graficamente mostrado na Figura 15. Quando ambas as superfícies são ativadas, o comportamento é bastante

semelhante à plasticidade da multi-superfície (SIMO et al. 1988). Ao contrário do algoritmo de plasticidade multi-superfície, o método é mais geral no sentido de que abrange todos os regimes de carga, incluindo mudanças físicas, como para o fechamento de fissura, por exemplo.

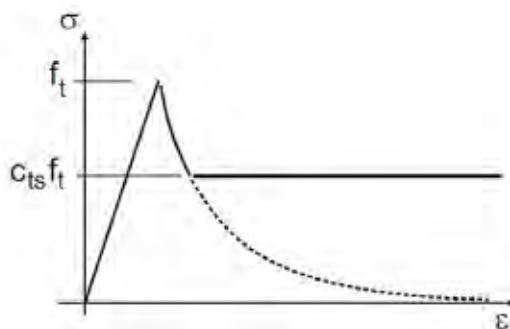
Figura 15 – Representação esquemática do processo iterativo. Para maior clareza mostrada em duas dimensões



Fonte: Cervenka (2011)

O material *CC3DNonLinCementitious2* também pode simular o efeito de enrijecimento na tração, especificando um fator de enrijecimento da tração c_{ts} . Este fator representa o valor relativo limite da resistência à tração no diagrama tensão x amolecimento. A tensão de tração não pode cair abaixo do valor dado pelo produto da c_{ts} f_t (Figura 16). O valor padrão recomendado para c_{ts} é de 0,4, como recomendado pelo CEB-FIP Código Modelo de 1990.

Figura 16 – Enrijecimento na tração



Fonte: Cervenka (2011)

3.2.2 Barra de aço

Para representar a armadura, optou-se em utilizar o material *3DBiLinearSteelVonMises* do ATENA que é descrito no manual do programa e apresentado abaixo.

É um modelo de plasticidade de Von Mises, denominado plasticidade J2, baseado apenas em um parâmetro k . A função de escoamento é definida pela Equação 19:

$$F^p(\sigma_{ij}) = \sqrt{J_2} - k(\varepsilon_{eq}^p) = 0 \quad \text{Equação 19}$$

onde J_2 denota a segunda invariante do tensor desviatório da tensão. O parâmetro $k(\varepsilon_{eq}^p) = \sqrt{1/3} \sigma_y(\varepsilon_{eq}^p)$ é a tensão de cisalhamento máxima e σ_y é a tensão de escoamento uniaxial (Equação 20). Este parâmetro controla o endurecimento isotrópico do critério de escoamento.

$$\sigma_y(\varepsilon_{eq}^p) = \sigma_y + H \varepsilon_{eq}^p, \quad \varepsilon_{eq}^p = \sum_{i=1}^{N_{inc}} \sqrt{2/3} (\Delta \varepsilon^p : \Delta \varepsilon^p) \quad \text{Equação 20}$$

onde σ_y é a tensão de escoamento, H é o módulo de endurecimento e ε_{eq}^p é a deformação plástica equivalente calculada como uma soma equivalente de deformações plásticas ao longo da história de carregamento. Em caso de plasticidade de von Mises, a função potencial plástica é idêntica à função de escoamento dada pela Equação 21:

$$G^p(\sigma_{ij}) = F^p(\sigma_{ij}) \quad \text{Equação 21}$$

3.2.3 Interface

O modelo do material de interface presente no ATENA pode ser usado para simular o contato entre dois materiais. Cervenka (2011) descreve que este material de interface é baseado no critério de Mohr-Coulomb com a tensão cisalhante. A relação constitutiva para um caso geral tridimensional é dada em termos de forças

de tração em planos da interface e deslocamentos relativos de correr e abrir (Equação 22).

$$\begin{Bmatrix} \tau_1 \\ \tau_2 \\ \sigma \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{tt} & 0 & 0 \\ 0 & K_{tt} & 0 \\ 0 & 0 & K_{nn} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta v_1 \\ \Delta v_2 \\ \Delta u \end{Bmatrix} \quad \text{Equação 22}$$

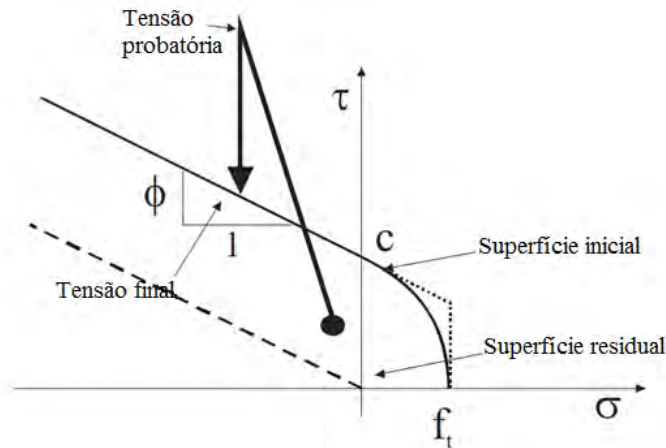
Para problemas bidimensionais a segunda linha e a segunda coluna são omitidas.

A superfície de ruptura inicial corresponde à condição de Mohr-Coulomb (Equação 23), com elipsóide em regime de tensão. Depois de a tensão violar esta condição, esta superfície colapsa em uma superfície residual que corresponde a seco atrito.

$$\begin{cases} |\tau| \leq c - \sigma \cdot \phi, \text{ se } \sigma \leq 0 \\ \tau = \tau_0 \sqrt{1 - \frac{(\sigma - \sigma_c)^2}{(f_t - \sigma_c)^2}}, \tau_0 = \frac{c}{\sqrt{1 - \frac{\sigma_c^2}{(f_t - \sigma_c)^2}}}, \sigma_c = -\frac{f_t^2 \phi}{c - 2f_t \phi}, \text{ se } 0 < \sigma < f_t \\ \tau = 0, \text{ se } \sigma > f_t \end{cases} \quad \text{Equação 23}$$

O critério de falha é substituído por um elipsóide, que cruza o eixo da tensão normal no valor de f_t com a tangente vertical e o eixo de cisalhamento é interceptado no valor de c (coesão) com o equivalente a tangente $-\phi$ (Figura 17).

Figura 17 - Superfície de fratura para elementos de interface



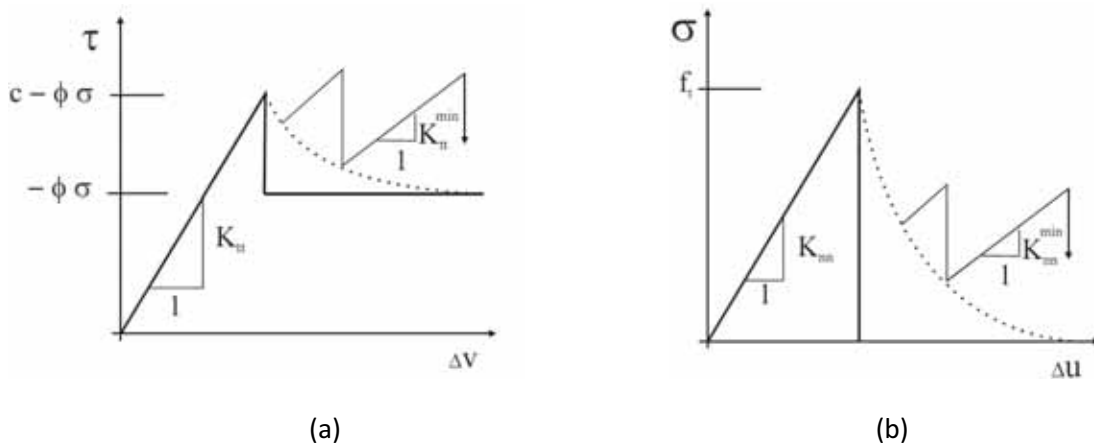
Fonte: Červenka (2011)

No caso tridimensional geral, τ na Figura 17 e na Equação 24 é calculado como:

$$\tau = \sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2} \quad \text{Equação 24}$$

Os parâmetros K_{nn} e K_{tt} (Figura 18) denotam a rigidez elástica inicial normal e de cisalhamento, respectivamente. Tipicamente para interfaces de espessura zero, o valor dessas rigidezes corresponde a um número muito alto. Cervenka (2011) recomenda não usar valores extremamente altos, pois isso pode resultar em instabilidade numérica.

Figura 18 – Comportamento típico do modelo de interface no cisalhamento (a) e na tração (b)



Fonte: Cervenka (2011)

Existem dois valores de rigidez adicional que precisam ser especificados na entrada no programa ATENA. Eles estão indicados na Figura 18 como K_{nn}^{min} e K_{tt}^{min} e são usados somente para fins numéricos após a falha do elemento, a fim de preservar a definição positiva do sistema global de equações. Teoricamente, após o fracasso de interface a rigidez da interface deve ser igual a zero (CERVENKA, 2011).

3.2.3.1 Relação constitutiva elasto-plástica

Os limites das tensões são definidos por "superfícies de ruptura" no espaço de Mohr. Akesson (1993) e Cox (1994) definem tais superfícies através de uma única função, enquanto Lundgren (1999) emprega duas funções F_1 e F_2 .

Segundo Lundgren (1999), embora o processo de aderência em barras nervuradas seja a maior parte por aderência mecânica, pode-se considerar o problema de forma aproximada como sendo controlado por atrito.

No modelo do mecanismo de aderência de Lundgren (2002), a teoria elasto-plástica é utilizada para descrever as relações entre as tensões e as deformações. Segundo o autor, a função F_1 descreve as combinações de tensões que definem o início de escorregamento por atrito, incluindo a adesão f_a . Esta função é definida pela Equação 25:

$$F_1 = |t_t| + \phi \cdot (t_n - f_a) = 0 \quad \text{Equação 25}$$

onde ϕ é um coeficiente de atrito aparente, t_n é a tensão normal e t_t é a tensão de aderência. Esta superfície está, geralmente, associada à falha por fendilhamento.

A outra função, F_2 , descreve o limite da falha por deslizamento. Esta função é determinada a partir do equilíbrio das forças resultantes da interação mecânica entre a barra de aço e o concreto, resultando a Equação 26:

$$F_2 = t_t^2 + (t_n + f_c) \cdot (t_n - f_a) = 0 \quad \text{Equação 26}$$

onde f_c é a resistência à compressão do concreto

Para o carregamento plástico ao longo da função de escoamento que descreve o limite superior (F_2), emprega-se uma regra de fluxo-não associada. Uma vez atingida a superfície de ruptura, aparecem deslocamentos plásticos ou dissipativos, du^p , definidos pela Equação 27:

$$du^p = d\lambda \frac{\partial G}{\partial t} \quad G = \frac{|u_t|}{u_t} t_t + \eta t_n = 0 \quad \text{Equação 27}$$

onde G é uma função potencial plástico, $d\lambda$ é um multiplicador plástico incremental a ser determinado. O parâmetro η define a direção dos deslocamentos plásticos. A hipótese usual em problemas de atrito é admitir que η é igual a zero, ou seja, não ocorrem processos dissipativos na direção normal. Porém, devido às irregularidades na superfície de escorregamento, considera-se que deslocamentos plásticos advêm também dos deslocamentos normais.

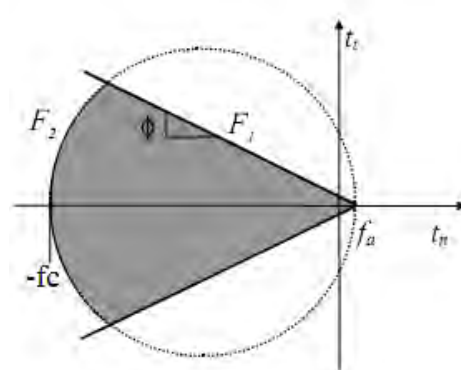
Para a regra de endurecimento do modelo, um parâmetro κ de endurecimento é estabelecido, definido pela Equação 28.

$$dk = \sqrt{du_n^{p^2} + du_t^{p^2}} \quad \text{Equação 28}$$

O que significa que o parâmetro κ é aproximadamente igual ao deslizamento relativo.

A Figura 19 mostra as superfícies de ruptura, definida pelas funções F_1 e F_2 , bem como a orientação das deformações plásticas.

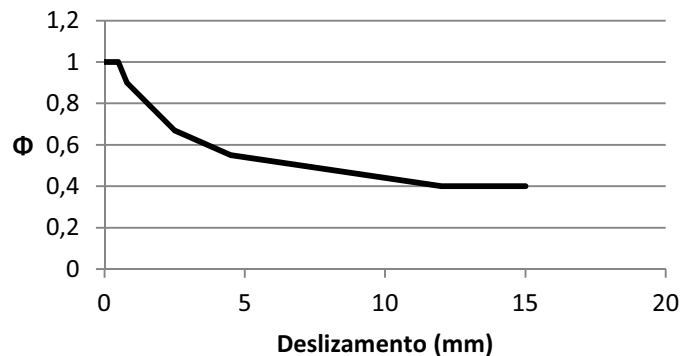
Figura 19 - Superfícies de escoamento



Fonte: Lundgren (2002)

O coeficiente φ é definido conforme Figura 20.

Figura 20 - Variação do coeficiente de atrito em função do escorregamento



Fonte: Lundgren (1999)

Como este parâmetro é decrescente, a superfície de ruptura vai diminuindo com o processo de deformação. Isto corresponde a um "amolecimento" da relação constitutiva com os processos dissipativos.

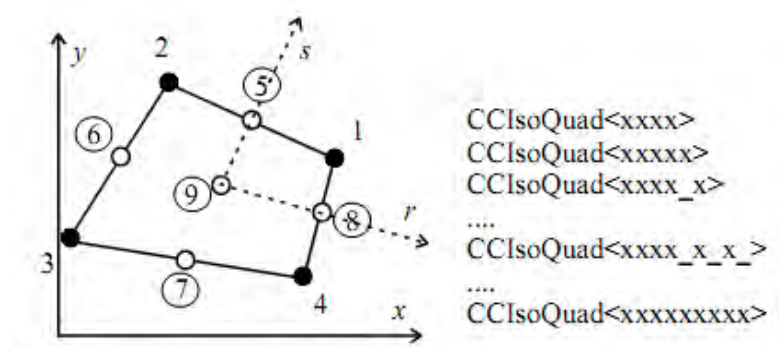
3.3 ELEMENTOS FINITOS UTILIZADOS

3.3.1 Elementos Quadrilaterais Planos

Para o modelo axissimétrico optou-se por utilizar o tipo de análise “axial symmetry” do programa ATENA que possui um eixo de rotação. Nesta análise, existem algumas restrições, por isto utilizou-se elementos quadrados isoparamétricos de quatro nós para os materiais concreto e aço, denominado de *CCIsoQuad*, descrito em Cervenka (2011).

Os elementos quadrilaterais planos do código de calculo ATENA são codificados no grupo de elementos *CCIsoQuad<xxxx>* a *CCIsoQuad<xxxxxxxxxx>*. A quantidade de x entre <> descreve a quantidade de nós do elemento. A geometria do elemento é dada na Figura 21.

Figura 21 – Geometria dos elementos CCIsoQuad<...>



Fonte: Cervenka (2011)

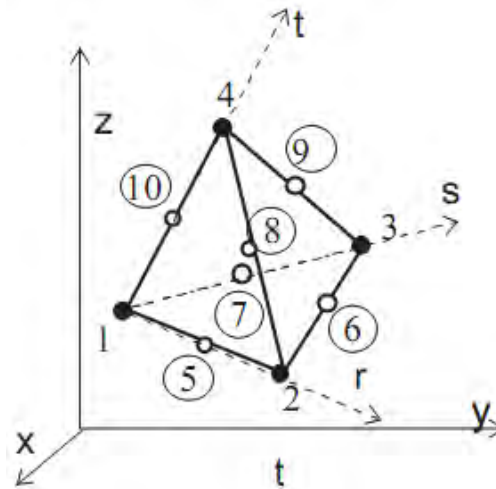
A definição de sistema local de coordenadas do elemento depende do plano do elemento finito e não depende de sua forma em si. Esta propriedade é muito importante, pois o código ATENA suporta o uso de graus de liberdade nodais locais (em vez de globais) e, estes graus de liberdade devem se referir a um sistema de coordenadas comum a todos os elementos do plano em que estão inseridos.

3.3.2 Elementos Sólidos 3D

O elemento finito sólido é capaz de representar diversos tipos de problemas estruturais com boa qualidade de resultados, em contrapartida a sua utilização demanda maior tempo de processamento computacional para a resolução dos grandes sistemas de equações.

Para a análise em 3D, utilizou os elementos *CCIsoTetra* <xxxxxxxxxx> de 10 nós da biblioteca de elementos finitos do código ATENA para representar o concreto e a barra de aço. Este elemento é isoparamétrico com interpolação quadrática e está apresentado na Figura 22.

Figura 22 – Geometria dos elementos CCIsoTetra <xxxxxxxxxx>

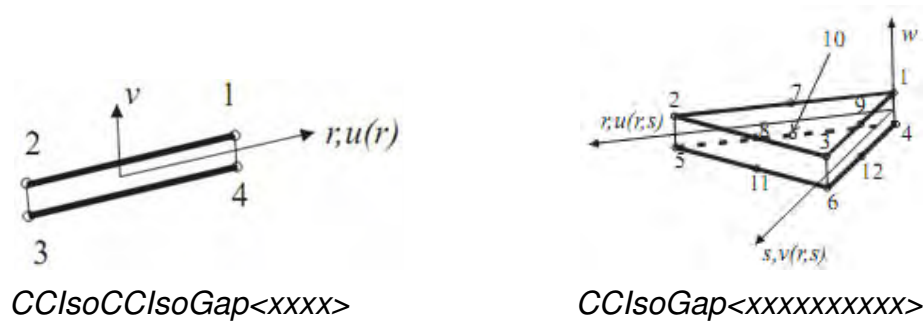


Fonte: Cervenka (2011)

3.3.3 Elementos de Interface

Para representar a interface entre o concreto e o aço, o código de cálculo ATENA possui elementos próprios de interface, os quais são usados para modelar um contato entre duas superfícies. Estão disponíveis no programa os tipos de elementos a seguir: *CCIsoCCIsoGap*<xxxx> e *CCIsoGap*<xxxxxxxxxx> para análise 2D e 3D, respectivamente. Estes elementos utilizam aproximação linear da geometria. A seqüência entre <> descreve os nós do elemento presente. Estes elementos são derivados de elementos isoparamétricos correspondentes, ou seja, eles usam a mesma geometria e incidência nodal. Neste trabalho, utilizou-se os elementos de interface de 4 nós para a análise em axissimétrica e de 12 nós para a análise tridimensional para se obter a mesma incidência global dos elementos do concreto e do aço, que é descrito a seguir de acordo com Cervenka (2011). A geometria destes elementos é representada na Figura 23.

Figura 23 – Elementos de interface utilizados



Fonte: Baseado em Cervenka (2011)

A interface é definida por um par de linhas, cada uma localizada no lado oposto da interface. Na geometria original, as linhas de interface podem compartilhar a mesma posição. Segundo Cervenka (2011), o elemento de interface tem dois estados, assim definidos:

- Estado Aberto: não há nenhuma interação entre os lados de contato;
- Estado Fechado: há interação completa dos lados de contato. Além disso, o atrito de deslizamento da interface é possível, no caso de elemento de interface ter um modelo de atrito.

O método de penalidade é utilizado para modelar o comportamento da interface. Para tanto, é definida uma matriz constitutiva da interface na forma (Equação 29):

$$F = \begin{Bmatrix} F_t \\ F_\sigma \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{tt} & 0 \\ 0 & K_{nn} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta u \\ \Delta v \end{Bmatrix} = Du \quad \text{Equação 29}$$

em que, Δu e Δv são os deslocamentos relativos dos lados interface no sistema de coordenadas local r , s e K_{nn} K_{tt} são a rigidezes normal e de cisalhamento, respectivamente. Este coeficiente pode ser considerado como a rigidez de uma camada de material (real ou fictícia) com uma espessura finita. F_t e F_σ são forças na interface, no sistema de coordenadas local.

A interface é considerada no estado aberto, se a força normal $F_\sigma > R_{ti}$ sendo R_{ti} a força de resistência à tração da interface) e a lei correspondente constitutiva representada pela Equação 30:

$$\begin{Bmatrix} F_t \\ F_\sigma \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad \text{Equação 30}$$

O elemento de interface é considerado no estado fechado se $F_\sigma \leq R_{ti}$. A espessura da interface (t) fora do plano de direção é normalmente fornecida como um parâmetro de entrada. No caso da análise axissimétrica é, contudo, calculado pela Equação 31:

$$t = 2\pi x \quad \text{Equação 31}$$

onde x é a distância do eixo de simetria.

A blue square graphic containing the word 'CAPÍTULO' in white, vertical text on the left and a large white number '4' on the right.

SIMULAÇÕES PRELIMINARES

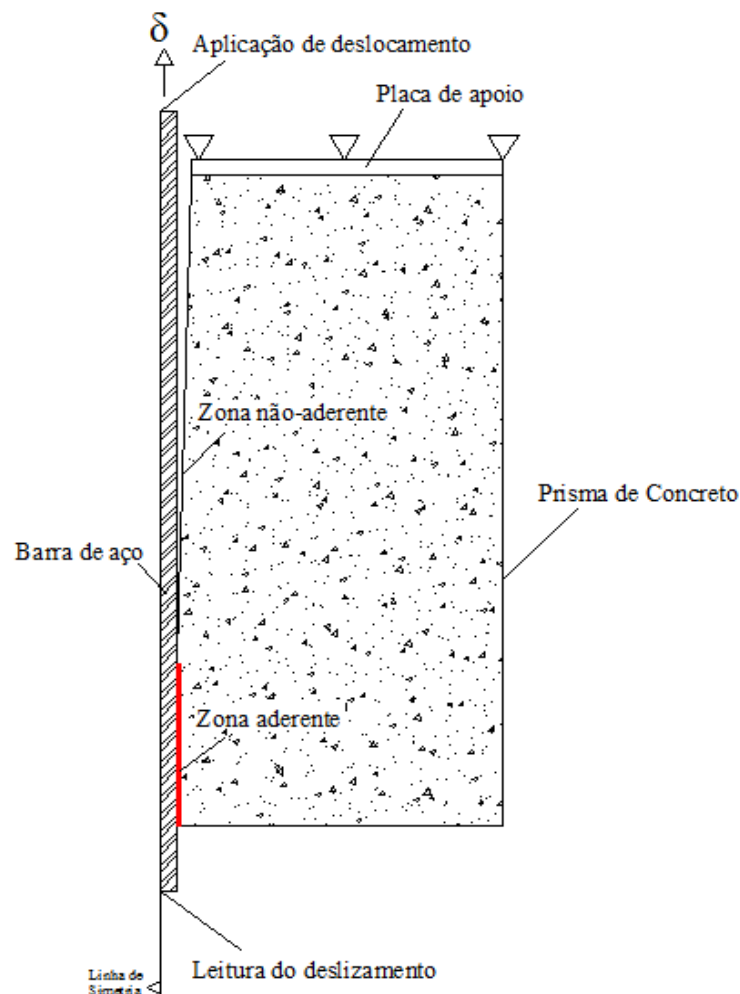
Este estudo preliminar teve como propósito avaliar se o código de cálculo utilizado (ATENA) seria capaz de simular os ensaios de aderência aço-concreto e, também avaliar o comportamento do problema a ser estudado diante das variáveis que mais o influenciam, entre elas: os coeficientes de rigidez, a coesão (c), o coeficiente de atrito (Φ) e a malha de elementos finitos utilizada.

Para tanto, utilizou-se os dados experimentais dos ensaios *pull-out* realizados por Vale Silva (2010). Foram analisados e comparados os resultados dos ensaios de aderência obtidos com o concreto de resistência à compressão, aos 28 dias, igual a 27,8 MPa, denominado de Concreto T1 e, a armadura de aço de fabricação nacional de diâmetro nominal igual a 10,0 mm.

Com o objetivo de reduzir o número de elementos, e o conseqüente tempo de processamento, optou-se por utilizar o tipo de análise “*axial symmetry*” do programa ATENA considerando o modelo axissimétrico, com o eixo de simetria axial no centro do corpo de prova.

A Figura 24 representa em detalhes o esquema numérico utilizado nesta etapa da pesquisa.

Figura 24 – Demonstração da parte analisada para a barra de 10,0 mm de diâmetro.
Ensaio *pull-out*.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Na versão do programa ATENA de análise axissimétrica, existem algumas restrições, tais como, utilizar somente elementos com quatro nós, limitação esta que obrigou-se a utilização de elementos quadrados isoparamétricos de quatro nós, o *CCIsoQuad*, descrito no Capítulo 3, para representar os elementos do concreto e da barra de aço.

Para os elementos de interface, optou-se pelo elemento *CCIsoGap*, também de quatro nós, apropriado para ser utilizado no contato entre duas superfícies. Este modelo também possui interpolação quadrática para deslocamentos.

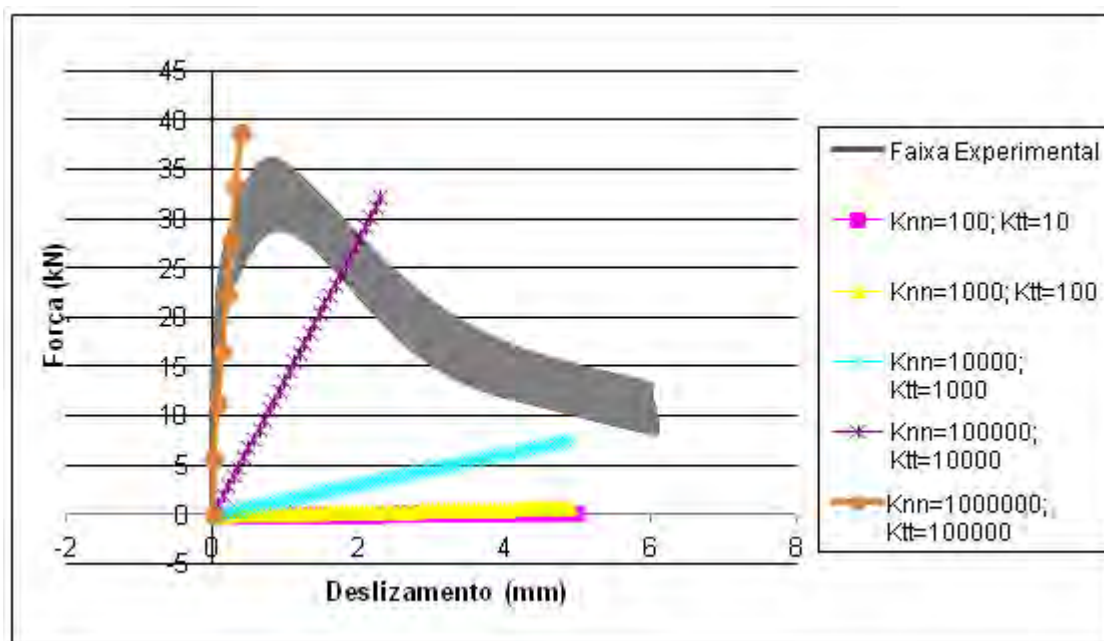
Assim sendo, o modelo foi discretizado em uma malha prévia de elementos finitos, denominada de Malha 1 contendo 943 elementos e 1097 nós. Realizou-se inicialmente, um teste de qualidade da malha, na qual todos elementos passaram.

Para representar os materiais, utilizou-se os modelos constitutivos presente na biblioteca do ATENA, descritos no Capítulo 3. Para o concreto, aplicou-se o material denominado *CC3DNonLinCementitious2* que combina modelos constitutivos no comportamento a tração (fratura) e a compressão (plástico). Para representar o comportamento da barra de aço foi adotado o modelo constitutivo *3DBiLinearSteelVonMises* do ATENA que é um modelo elasto-plástico perfeito, com critério de plastificação de *von Mises*. Já para o material de interface utilizou-se o *2DInterface* que é baseado no critério de Mohr-Coulomb.

4.1 ANÁLISE DOS PARÂMETROS DA INTERFACE

Fez-se um estudo para avaliar a ordem de grandeza dos valores de rigidez tangencial (K_{tt}) e rigidez normal (K_{nn}) do material da interface, variando-os na ordem de 10 a 1.000.000 MN/m³. Este estudo se faz necessário, pois foram encontrados valores correspondentes na literatura que variaram na ordem de 10^{-5} até 10^{10} para o caso de aderência entre a barra de aço e o concreto. A Figura 25 apresenta o diagrama força x deslizamento do corpo de prova representado na Figura 24 e analisado numericamente. Os resultados numéricos obtidos para os diversos coeficientes de rigidez adotados são comparados com a faixa de resultados experimentais obtidas por Vale Silva (2010).

Figura 25 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados com os diferentes valores de rigidez da interface.



Fonte: Elaboração do próprio autor

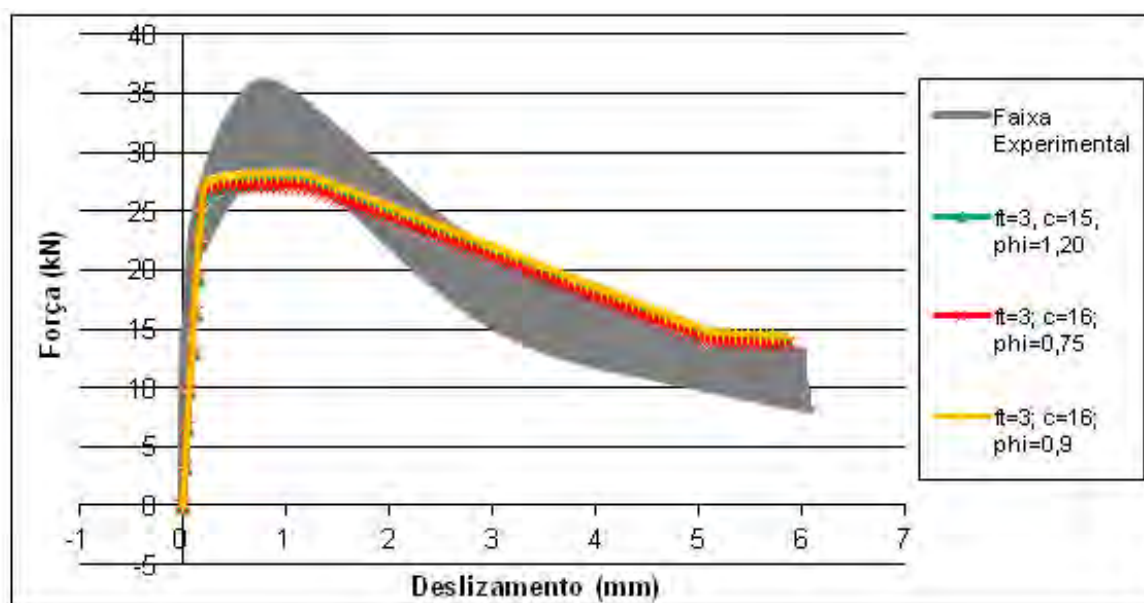
Pela análise da Figura 25, observa-se que a curva do resultado numérico que mais se aproxima da faixa de resultados experimentais, é a curva com o coeficiente de rigidez tangencial da interface de 100.000 MN/m³.

Assim sendo, estabeleceu-se os valores dos coeficientes de rigidez da interface como sendo o coeficiente de rigidez normal (K_{nn}) igual a 1.000.000 MN/m³ e o coeficiente de rigidez tangencial (K_{tt}) igual a 100.000 MN/m³. A partir disso, variaram-se os demais parâmetros do material da interface descritos no Capítulo 3. Conforme Cervenka (2011), o valor a ser adotado para a resistência à tração da interface (f_t) é o menor valor de resistência à tração dos materiais ao redor desta interface que, neste caso, é o valor da resistência à tração do concreto, ou seja, 3 MPa. O valor da coesão (c) foi estabelecido de acordo com a tensão de aderência em que há o deslizamento da barra no concreto, que neste caso, foi por volta de 16 MPa. O valor do coeficiente de atrito (ϕ) variou em torno de 0,75, correspondente ao ângulo de atrito de 37° (ALMEIDA FILHO, 2006; NIELSEN, 1998). Os resultados obtidos estão apresentados na Figura 26.

A legenda apresenta a faixa de resultados experimentais de Vale Silva (2010) e os resultados numéricos estão representados de acordo com os valores dos parâmetros da interface adotados, a saber: resistência à tração (f_t) dado em MPa, coesão (c) dado em MPa e coeficiente de atrito (ϕ) adimensional.

Figura 26 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos e experimentais de Vale Silva (2010) – Concreto de 27,8 MPa e barra de 10 mm.

Ensaio *pull-out*.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Na Figura 26, observa-se que as curvas numéricas aproximam-se da faixa dos resultados experimentais na parte ascendente da curva até a carga máxima atingida, onde acontece o deslizamento da barra de aço no concreto. Após este ponto, as curvas do resultado numérico têm comportamento diferente da curva do resultado experimental, porém, permanecem dentro da faixa de resultados experimentais.

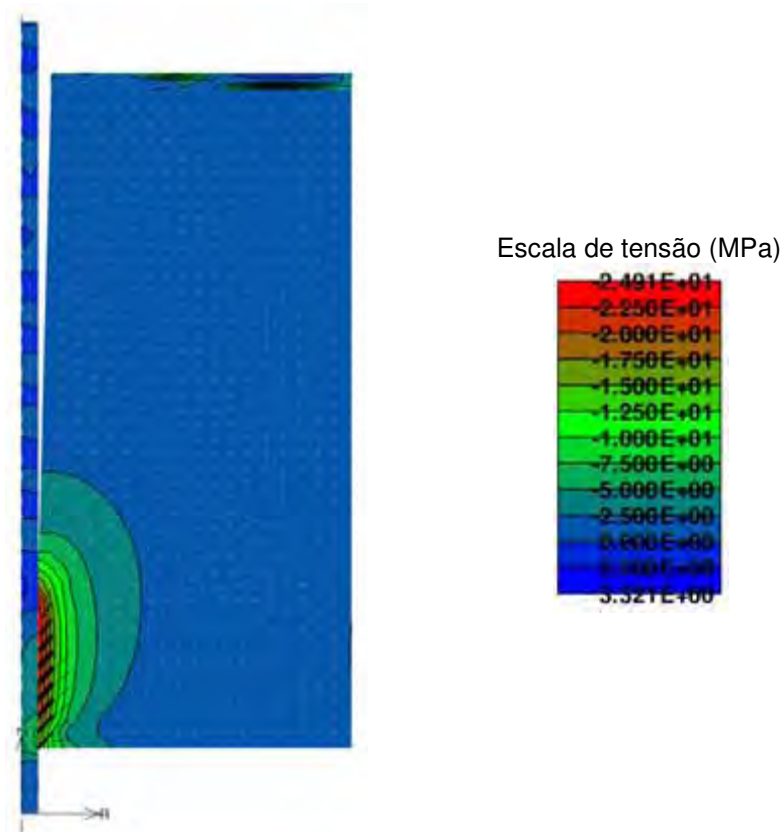
Nota-se ainda, que não houve variações significativas nos resultados com o aumento do valor do coeficiente de atrito.

Com base em Nielsen (1998), tomou-se como referência o modelo numérico que possui o valor do coeficiente de atrito igual a 0,75. Com isso, adotou-se como referência a curva cujos parâmetros da interface são:

- Rigidez normal (K_{nn}) = 1.000.000 MN/m³;
- Rigidez tangencial (K_{tt}) = 100.000 MN/m³;
- Resistência à tração (f_t) = 3 MPa;
- Coesão (c) = 16 MPa;
- Coeficiente de atrito (ϕ) = 0,75.

A Figura 27 apresenta a distribuição de tensões, juntamente com a fissuração e a deformada da estrutura no passo em que é atingido o valor da tensão última de aderência.

Figura 27 – Distribuição de tensões e fissuração. Concreto de 27,8 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio *pull-out*.



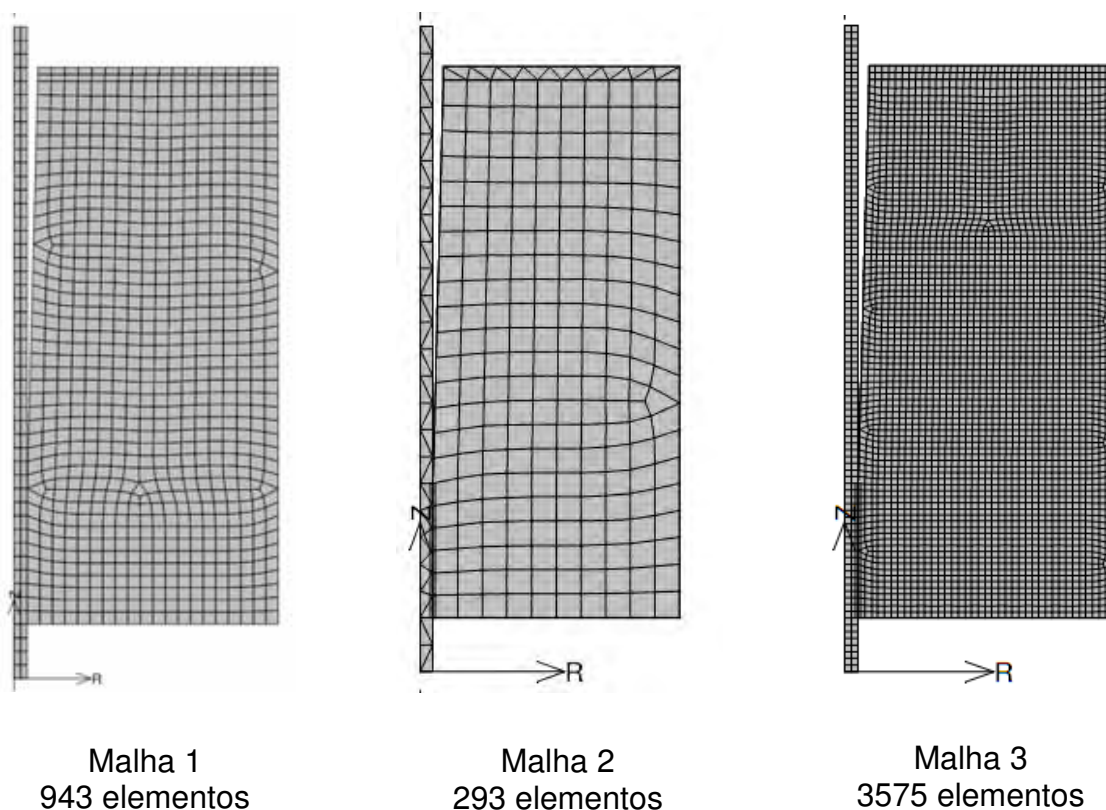
Fonte: Elaboração do próprio autor

Analisando a Figura 27, verifica-se que a distribuição de tensão e a fissuração estão de acordo com a literatura. Há uma tensão maior no concreto na região aderente, e esta tensão tem seu valor reduzido conforme se distancia da interface.

4.2 SENSIBILIDADE DE MALHA

Realizou-se um estudo para a verificação da melhor malha de elementos finitos a ser utilizada no problema a ser simulado. As malhas estudadas com seus respectivos números de elementos finitos estão apresentadas na Figura 28. As malhas possuem o mesmo tipo de elemento: elementos quadrados de 4 nós.

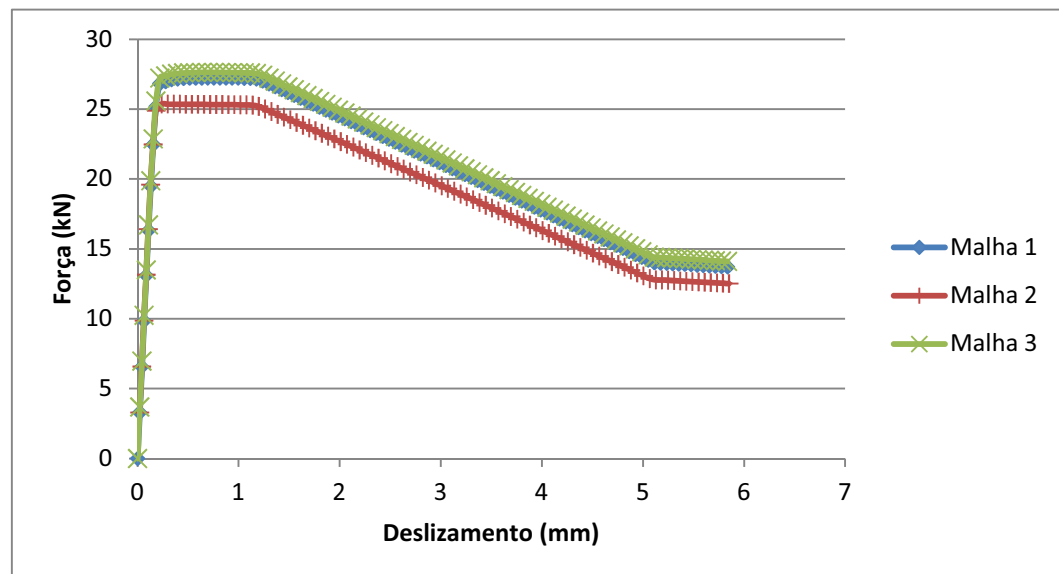
Figura 28 – Diversas malhas de elementos finitos estudadas.



Fonte: Elaboração do próprio autor

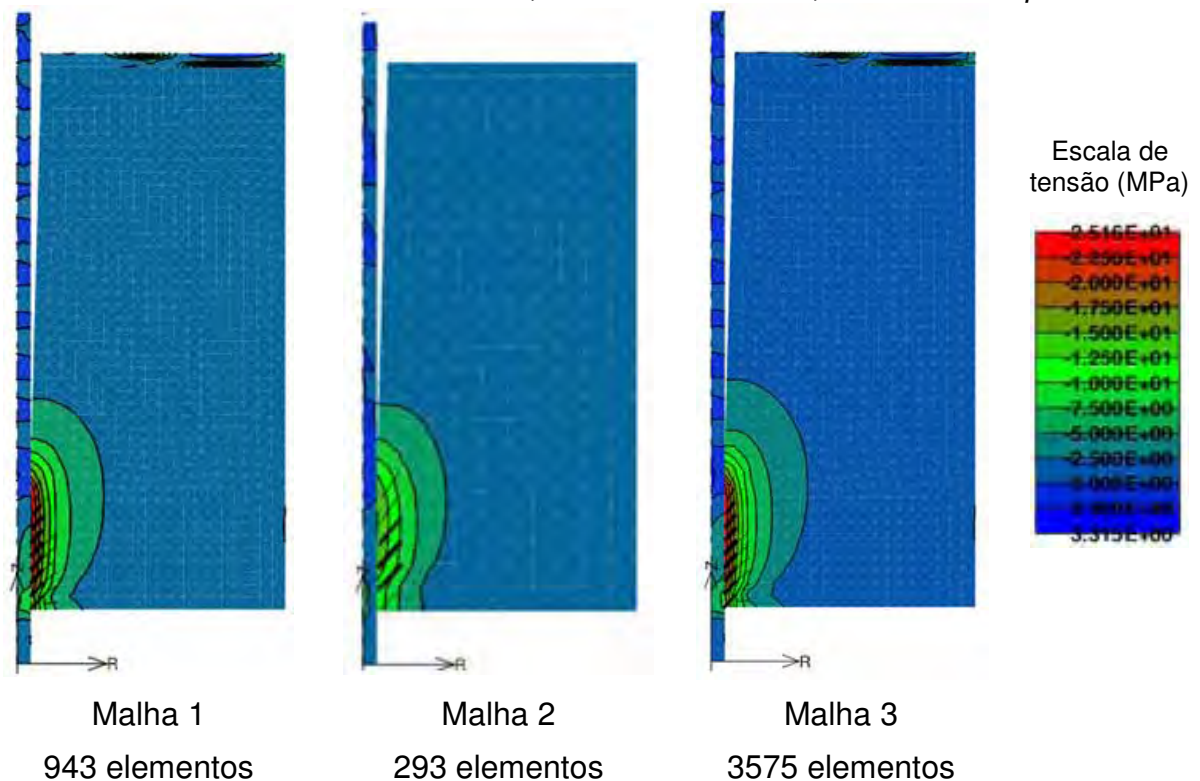
A Figura 29 compara os três tipos de malhagens simuladas através do diagrama força x deslizamento.

Figura 29 – Diagrama força x deslizamento. Comparação das malhas de elementos finitos. Concreto de 27,8 MPa e barra de 10 mm. Ensaio *pull-out*.



A distribuição de tensão na carga de pico em cada malha analisada está apresentada na Figura 30.

Figura 30 – Comparação entre as distribuições de tensões e fissuração entre as diferentes malhas. Concreto de 27,8 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio *pull-out*.



De acordo com as Figuras 29 e 30, nota-se que, na malha menos refinada, Malha 2, com 293 elementos, é notória a diferença na distribuição de tensão em comparação às demais, além disso, a curva desta malha no diagrama força x deslizamento (Figura 29), atingiu o valor da carga máxima inferior ao das demais malhas. Entretanto, a Malha 1, com 943 elementos, apresentou comportamento semelhante à malha mais refinada, Malha 3. Pode-se concluir que, o grau de refinamento a partir de um determinado momento, não oferece ganhos significativos nos resultados. Optou-se por utilizar a Malha 1 com 943 elementos pois, além de oferecer bons resultados, seu tempo de processamento não é tão elevado quanto ao da Malha 3, reduzindo o custo computacional.

 A blue square logo with the word "CAPÍTULO" written vertically in white capital letters on the left and a large white number "5" on the right.

ANÁLISE NUMÉRICA DOS ENSAIOS DE ADERÊNCIA PULL-OUT

Neste capítulo são apresentadas as análises das simulações numéricas do ensaio de arrancamento *pull-out* tendo como base os resultados experimentais dos ensaios de arrancamento *pull-out* de Vale Silva (2010).

O autor realizou ensaios de arrancamento direto (*pull-out test*) com concretos de duas resistências à compressão distintas: 27,8 e 49,3 MPa; e com três diferentes diâmetros de barra de aço (armaduras): 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm.

As características dos materiais utilizados por Vale Silva (2010) e adotados nesta análise numérica, estão apresentados abaixo. A Tabela 3 apresenta os valores das propriedades mecânicas dos concretos e a Tabela 4, apresenta os valores das características mecânicas das armaduras de aço utilizadas pelo autor.

Tabela 3 – Valores de resistência do concreto

Denominação da Composição	Resistência à compressão (MPa)	Resistência à tração (MPa)	Módulo de Elasticidade (MPa)
T1	27,8	3,28	36100
T2	49,3	4,59	46850

Fonte: Vale Silva (2010)

Tabela 4 - Resultados da caracterização das armaduras de aço

Diâmetro Nominal (mm)	Tensão de Escoamento (MPa)	Tensão de Ruptura (MPa)	Alongamento (‰)	Massa por metro (kg/m)
8,0	625,0	777,0	16,3	0,398
10,0	620,0	782,0	17,0	0,610
12,5	580,0	743,0	17,6	0,956
16,0	560,1	710,6	16,9	1,601

Fonte: Vale Silva (2010)

5.1 SIMULAÇÃO AXISSIMÉTRICA DOS ENSAIOS PULL-OUT DE VALE SILVA (2010)

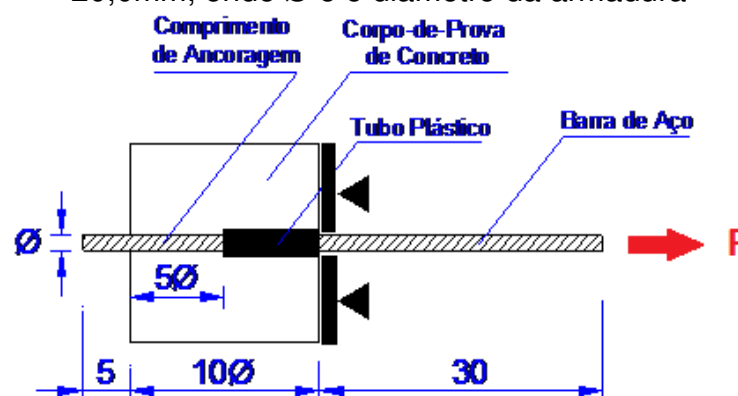
Realizou-se a análise numérica de todos os ensaios *pull-out* realizados por Vale Silva (2010). Inicialmente, realizou-se uma análise axissimétrica considerando o modelo axissimétrico, com o eixo de simetria axial no centro do corpo de prova, cujo esquema numérico utilizado está apresentado no Capítulo 4.

Os valores dos parâmetros utilizados para a interface e a malha de elementos finitos seguiram os padrões definidos no Capítulo 4, porém variou-se o valor do coeficiente de atrito (ϕ) em torno de 0,75 para a definição deste.

A Figura 31 representa o esquema experimental do ensaio *pull-out* realizado por Vale Silva (2010).

Figura 31 - Dimensão dos corpos-de-prova utilizados no ensaio pull-out test (cm).

Obs.: Dimensões do cubo de concreto: 10ϕ para $\phi > 20,0\text{mm}$ e 20 cm para $\phi \leq 20,0\text{mm}$, onde ϕ é o diâmetro da armadura



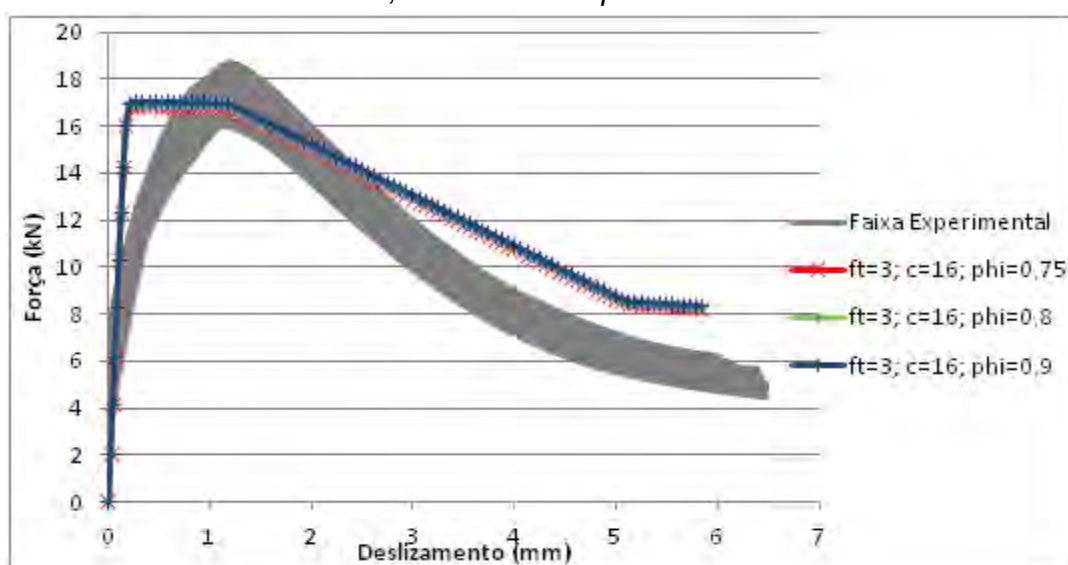
Fonte: Baseada em Vale Silva (2010)

Segundo as recomendações da norma RILEM/CEB/FIP RC6 (CEB, 1983), para o ensaio *pull-out*, o comprimento de ancoragem efetivo é de $5\varnothing$ e a seção transversal dos moldes é de 200 mm, para barras de aço com diâmetro nominal igual ou inferior a 20 mm e de $10\varnothing$, para as barras com diâmetro superior a 20 mm. Como foram utilizadas somente barras com diâmetro inferior a 20 mm, o corpo de prova de concreto possui arestas de 200 mm.

5.1.1 Resultados das simulações numéricas do ensaio *pull-out* para o Concreto T1 ($f_{c28} = 27,8$ MPa).

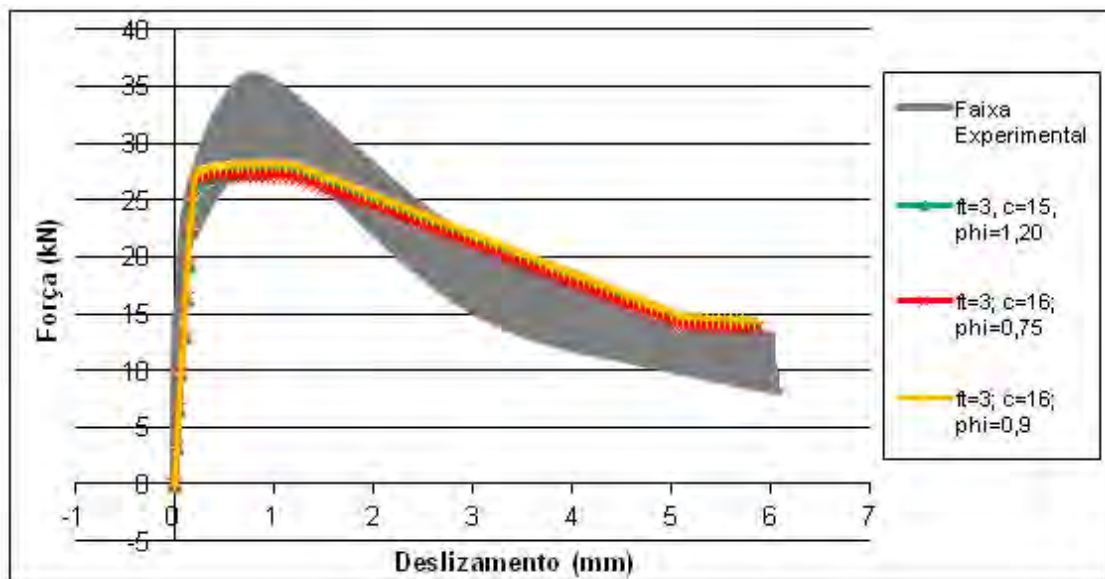
As Figuras 32, 33 e 34 apresentam o diagrama força x deslizamento comparando os resultados experimentais e numéricos para as barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm, respectivamente, e concreto de resistência à compressão no valor de 27,8 MPa. Os resultados experimentais de Vale Silva (2010) são apresentados numa faixa de resultados. Já os resultados numéricos são apresentados com os valores dos parâmetros da interface: resistência à tração (f_t) dado em MPa, coesão (c) dado em MPa e coeficiente de atrito (ϕ).

Figura 32 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 27,8 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio *pull-out*.



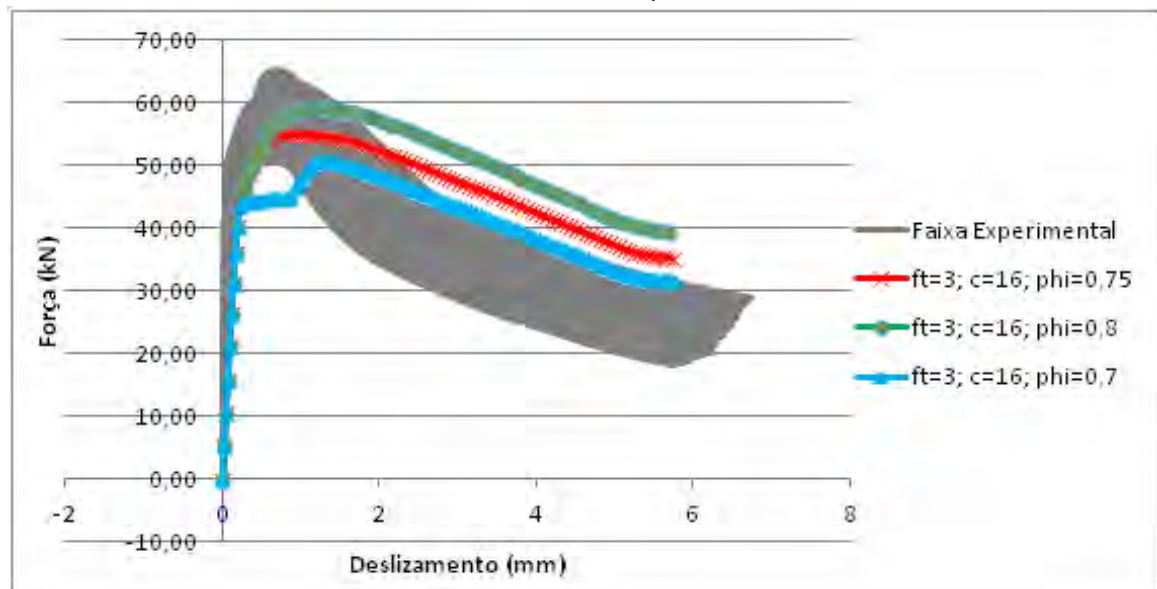
Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 33 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 27,8 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio *pull-out*.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 34 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 27,8 MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio *pull-out*.



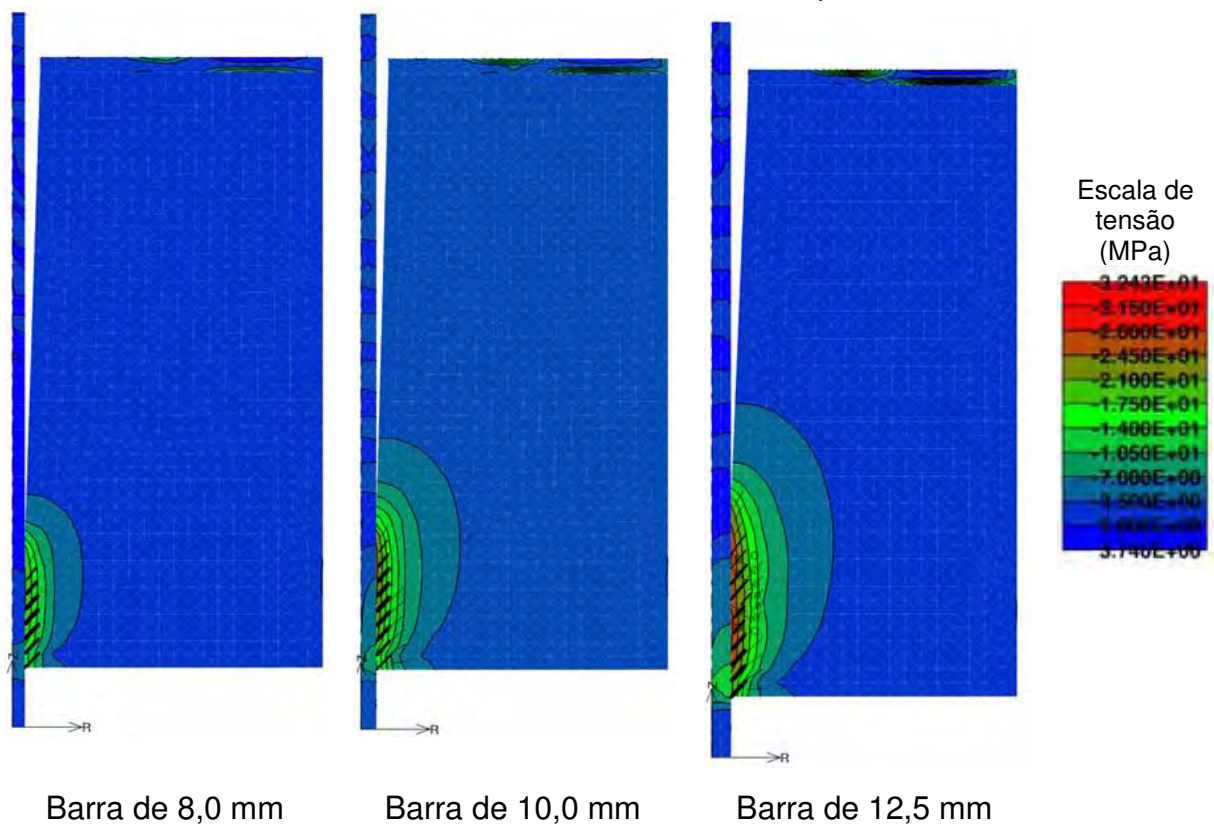
Fonte: Elaboração do próprio autor

Observa-se que, com a variação do coeficiente de atrito (ϕ), não houve variação dos resultados numéricos para as barras de 8,0 mm (Figura 32) e 10,0 mm

(Figura 33), e, os resultados numéricos ficaram próximos da faixa de resultados experimentais. Nota-se, porém, que variando o coeficiente de atrito (ϕ) para a barra de 12,5 mm (Figura 34) os resultados numéricos começam a se distorcer. A curva com coeficiente de atrito igual a 0,70 tem comportamento distinto das curvas experimentais e a curva com coeficiente de atrito igual a 0,80 possui a parte pós-pico mais distante da curva da faixa experimental. Atribuiu-se o coeficiente de atrito igual a 0,70 para as barras de 8,0 mm e 10,0 mm, porém não obteve-se variação dos resultados em relação aos resultados numéricos obtidos para estes diâmetros de barras. Optou-se por adotar como referência o coeficiente de atrito igual a 0,75, uma vez que, para este coeficiente a curva da simulação numérica se aproxima mais da faixa de resultados experimentais.

A Figura 35 apresenta a distribuição de tensões, a fissuração e a deformada da estrutura para as barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm.

Figura 35 – Distribuição de tensões e fissuração. Concreto de 27,8 MPa – barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm. Ensaio *pull-out*.

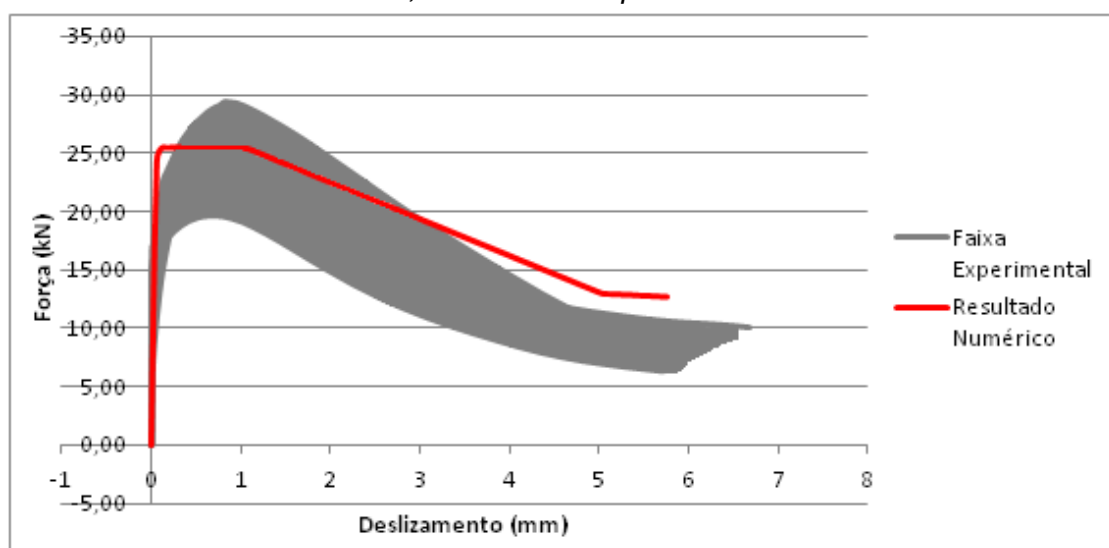


Nota-se que houve um aumento no valor da tensão e também na quantidade de fissuras conforme o diâmetro da barra aumenta de 8,0 mm até 12,5 mm, assim como o aumento do comprimento de ancoragem. Este fato pode ser justificado pelo fato de, como as tensões geradas foram suportadas pelo bloco de concreto, com a maior superfície de contato, há uma maior resistência ao deslizamento aumentando a tensão e a fissuração na carga de pico.

5.1.2 Resultados das simulações numéricas do ensaio *pull-out* para o Concreto T2 ($f_{c28} = 49,3$ MPa).

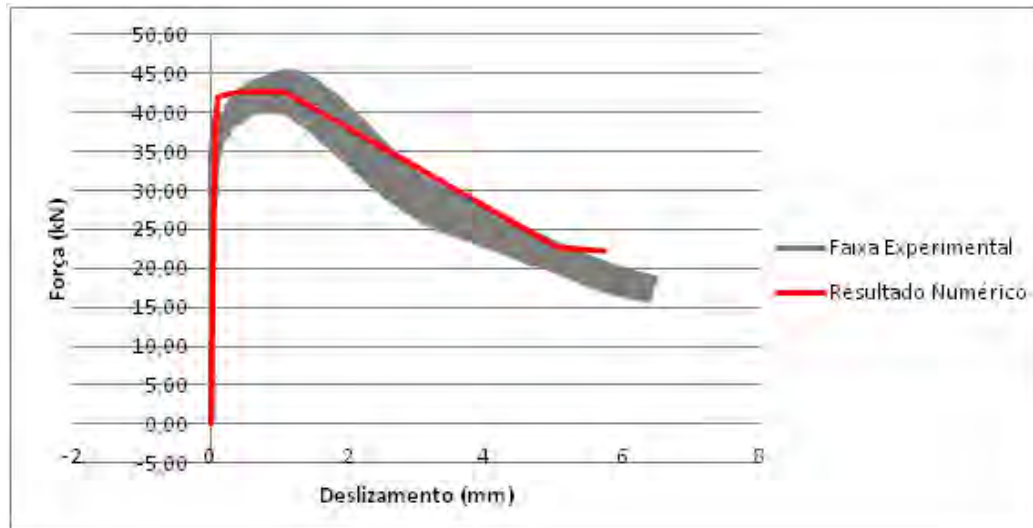
Para o concreto denominado T2 ($f_{c28} = 49,3$ MPa), cujas propriedades mecânicas encontram-se na Tabela 3, simulou-se os ensaios *pull-out* de Vale Silva (2010) para as barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm. Para a interface, elevou-se o valor da coesão (c) para 24 MPa de acordo com a tensão de aderência do resultado experimental em que ocorreu o deslizamento do aço em relação ao concreto; e alterou-se o valor da resistência à tração da interface de acordo com o valor da resistência à tração do concreto. As Figuras 36 a 38 apresentam o diagrama força x deslizamento comparando a faixa de resultados experimentais com os resultados numéricos, para as barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm, respectivamente.

Figura 36 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 49,3 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio *pull-out*.



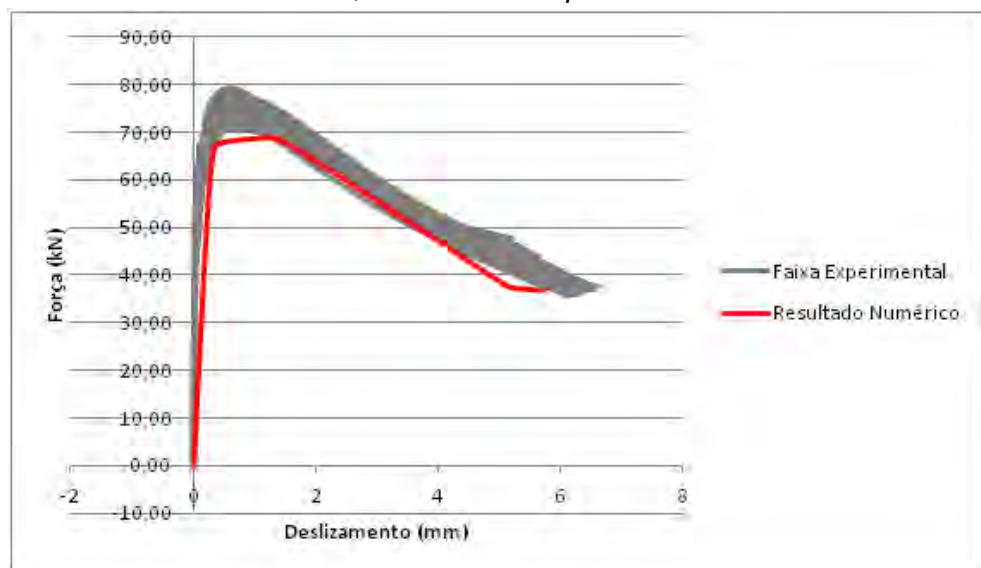
Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 37 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 49,3 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio *pull-out*.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 38 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 49,3 MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio *pull-out*.

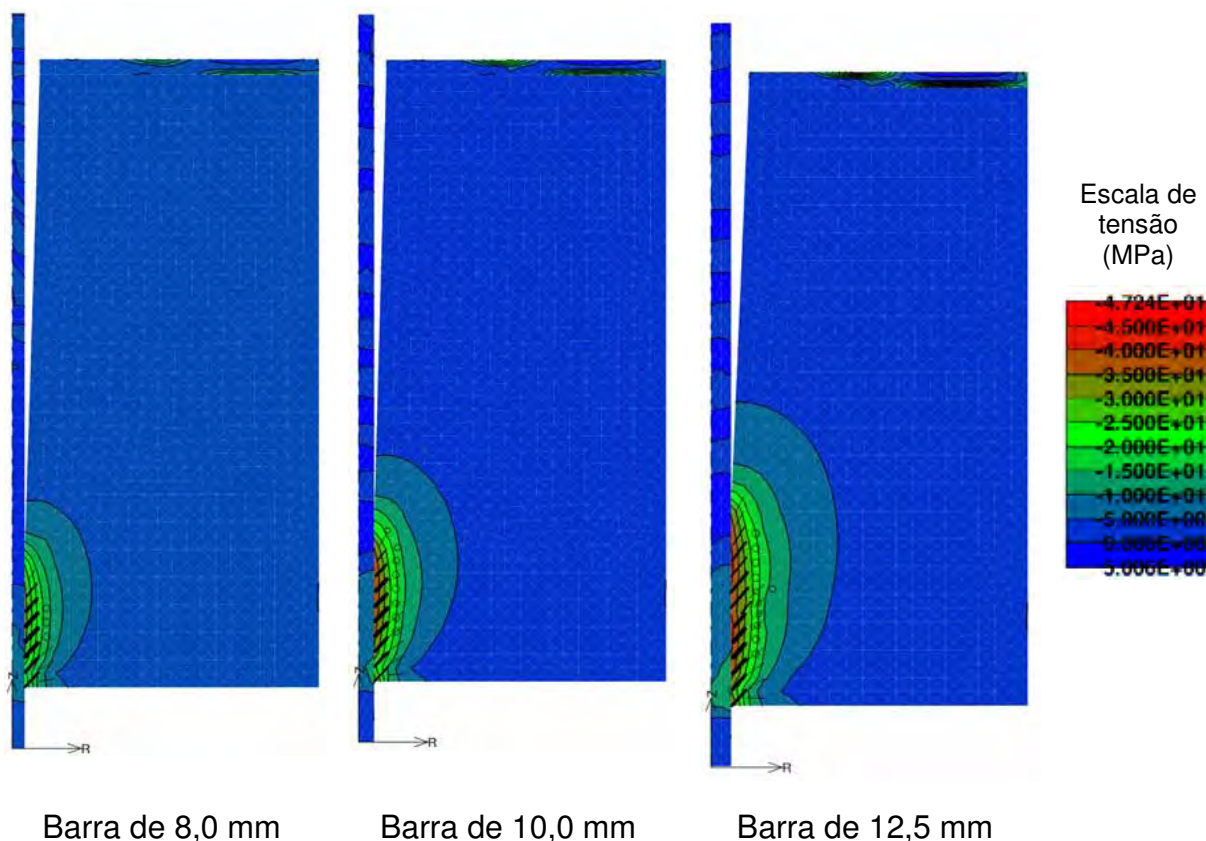


Fonte: Elaboração do próprio autor

Nota-se que as curvas dos resultados numéricos estão dentro da faixa dos resultados experimentais até ser atingido o valor máximo da tensão de aderência, em que ocorre o deslizamento da barra, porém o pico da curva referente à barra de 12,5 mm ficou abaixo da faixa experimental, o que reduz o valor da tensão última de aderência do resultado numérico em relação ao experimental.

A Figura 39 apresenta a distribuição de tensões no modelo com valores apresentados na legenda em MPa, juntamente com a fissuração e a deformada da estrutura no passo em que é atingido o valor de tensão última de aderência.

Figura 39 – Distribuição de tensões e fissuração. Concreto de 49,3 MPa – barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm. Ensaio *pull-out*.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Observando a Figura 39, verifica-se o mesmo efeito ocorrido para o concreto denominado de T1 ($f_{c28} = 27,8$ MPa) ocorrendo um aumento no valor da tensão e na quantidade de fissuras com o aumento do diâmetro da barra e o, conseqüente, aumento do comprimento de ancoragem.

Comparando as Figuras 39 e 35, nota-se que com o aumento da resistência à compressão do concreto houve um aumento da fissuração e um maior valor da tensão no concreto.

De acordo com as curvas de força x deslizamento e da distribuição de tensão dos modelos simulados com base nos resultados experimentais de Vale Silva (2010), estabelece-se os parâmetros da interface para estes concretos como sendo:

coeficiente de atrito (ϕ) igual a 0,75 e coesão (c) igual a 16 MPa para o concreto de resistência à compressão de 27,8 MPa e 24 MPa para o concreto de resistência à compressão de 49,3 MPa.

5.2 ANÁLISE TRIDIMENSIONAL DOS ENSAIOS *PULL-OUT*

Após o estudo numérico utilizando análise axissimétrica, realizou-se um estudo numérico tridimensional dos ensaios *pull-out* de Vale Silva (2010).

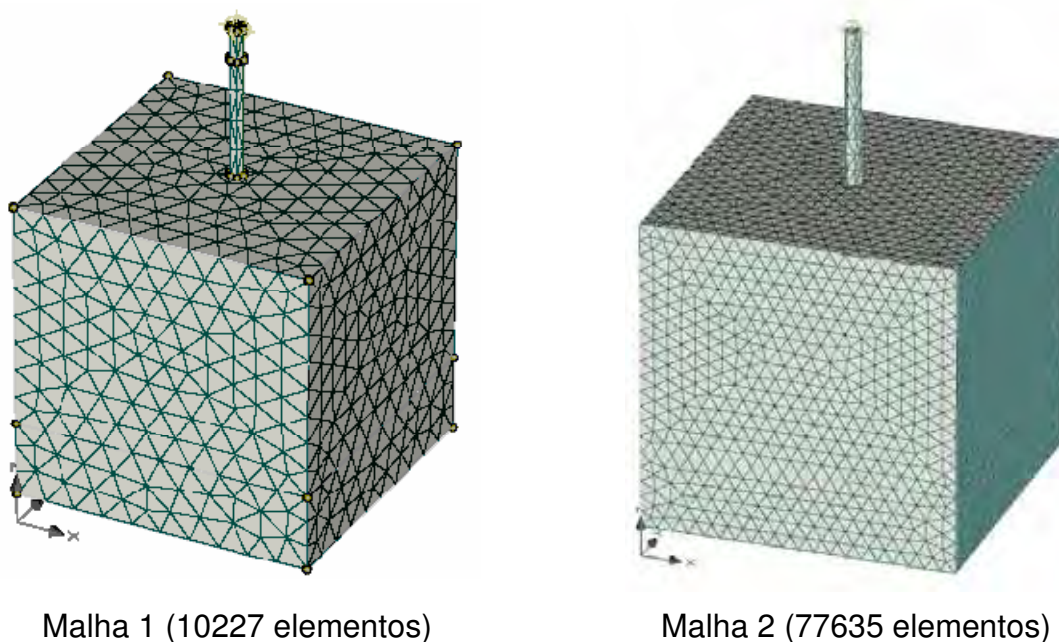
Os elementos finitos utilizados foram elementos tridimensionais. Para representar a barra e o concreto, utilizou-se elementos prismáticos denominados *CCIsoTetra* e para a interface utilizou o elemento *CCIsoGap*, ambos descritos no Capítulo 3.

Para representar os materiais, utilizou-se os modelos constitutivos utilizados na análise axissimétrica que estão presente na biblioteca do ATENA e descritos no Capítulo 3. Para o concreto, aplicou-se o material denominado *CC3DNonLinCementitious2*, para representar o comportamento da barra de aço utilizou o material *3DBiLinearSteelVonMises* e para o material de interface utilizou-se o *2DInterface* que é baseado no critério de Mohr-Coulomb.

Para esta análise tridimensional, foi também realizado um estudo para a verificação da melhor malha de elementos finitos a ser adotada. Escolheu-se, para a Malha 1, o mesmo tamanho dos elementos utilizados na análise axissimétrica e para a Malha 2 reduziu o tamanho de cada elemento, refinando a malha. Assim, a Malha 1 possui 10227 elementos e a Malha 2 possui 77635 elementos.

A Figura 40 representa as malhas de elementos finitos estudadas.

Figura 40 – Malhas de elementos finitos em 3D.

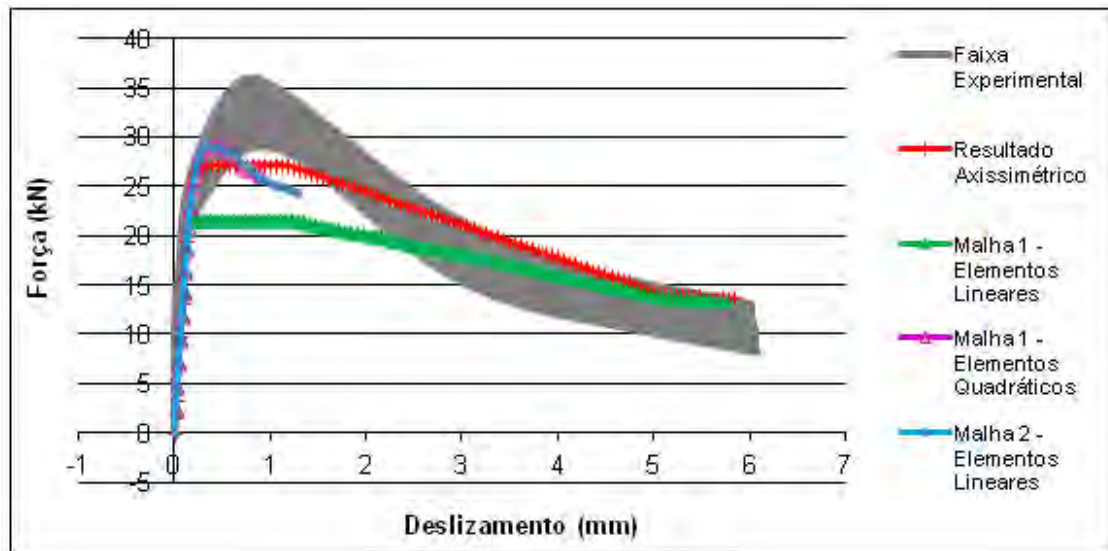


Fonte: Elaboração do próprio autor

Além de verificar a influência da malha, foi realizado um estudo com o tipo de elemento finito utilizado em cada uma. Para tanto, utilizou-se elementos lineares de 4 nós para o *CCIsoTetra* e 6 nós para o *CCIsoGap*, e elementos com interpolação quadrática de 10 nós para o *CCIsoTetra* e 12 nós para o *CCIsoGap*.

O diagrama força x deslizamento da Figura 41 apresenta os resultados obtidos com as duas malhas diferentes e com os dois diferentes tipos de elementos. Não foi possível realizar o teste com a Malha 2 e elementos quadráticos por falta de memória computacional. Os resultados numéricos tridimensionais são comparados com os resultados experimentais de Vale Silva (2010) e com o resultado obtido numericamente com a análise axissimétrica apresentado anteriormente para a barra de 10,0 mm de diâmetro e concreto de 27,8 MPa.

Figura 41 – Diagrama força x deslizamento. Comparação das malhas de elementos finitos em 3D. Concreto de 27,8 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio *pull-out*. 3D.



Fonte: Elaboração do próprio autor

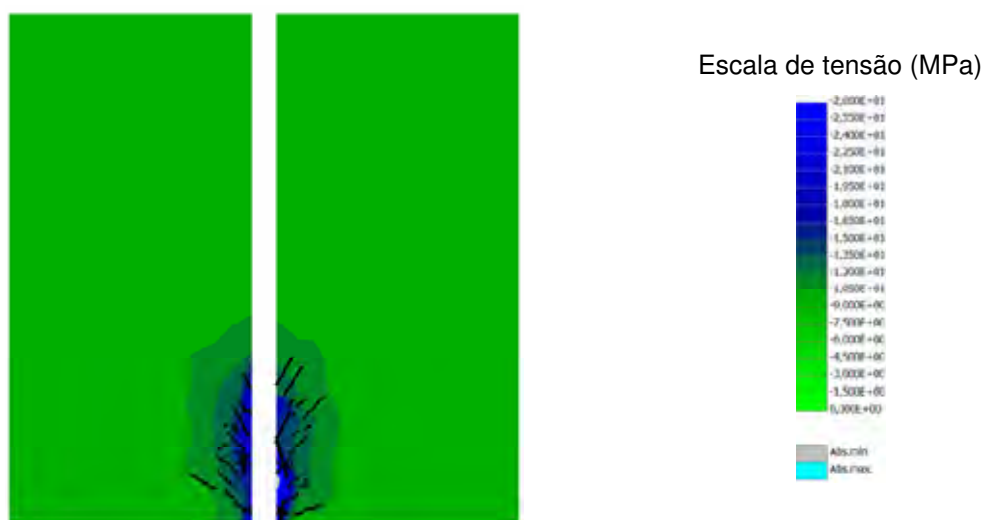
A Figura 41 demonstra que os resultados obtidos com a Malha 1 e elementos quadráticos foram muito próximos dos resultados com a Malha 2 e elementos lineares, e ambos, atingiram a força última dentro da faixa experimental, porém a parte pós-pico não foi possível captar devido a um erro interno do programa ATENA.

O valor da força máxima obtido no resultado com a Malha 1 e elementos lineares ficou muito aquém da faixa de resultados experimentais, o que torna inviável a utilização desta malha com este tipo de elemento para representar o problema analisado.

Optou-se por utilizar a Malha 1 com 10227 elementos quadráticos pois, além de oferecer bons resultados, seu tempo de processamento não é tão elevado quanto ao da Malha 2, reduzindo o custo computacional.

A Figura 42 apresenta a distribuição de tensão e fissuração no concreto no passo em que é atingido o valor da carga máxima igual a 29,1 kN.

Figura 42 – Distribuição de tensões e fissuração. Concreto de 27,8 MPa – barra de 10,0 mm. Ensaio *pull-out*. 3D.



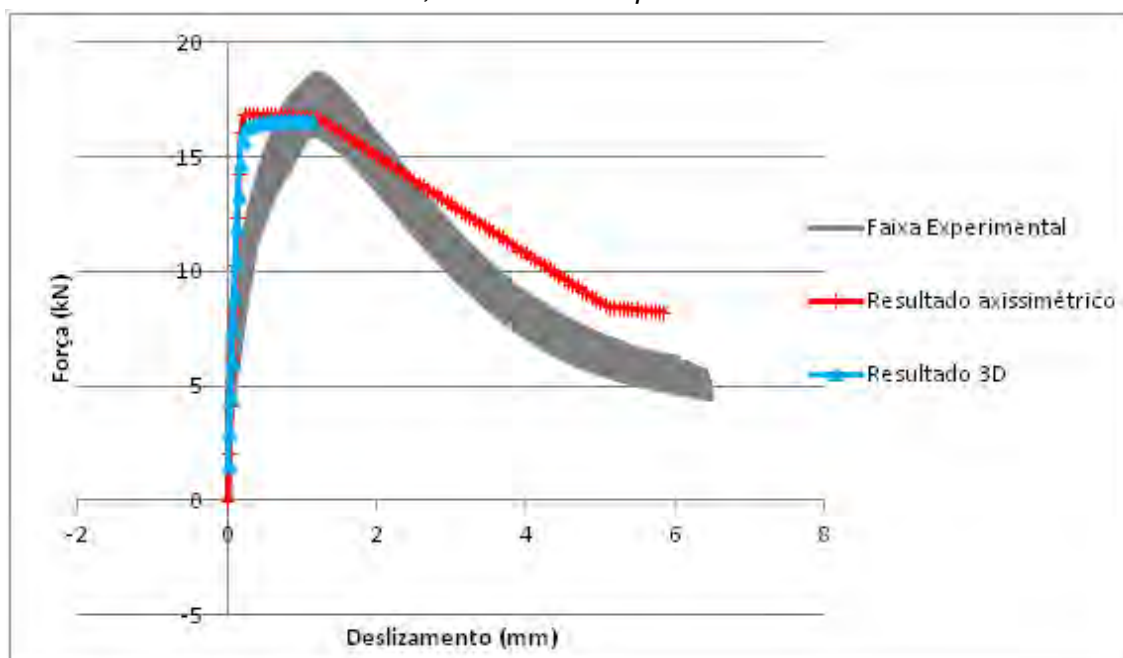
Fonte: Elaboração do próprio autor

A distribuição de tensões e os valores destas tensões no concreto no modelo em 3D (Figura 42) foram semelhantes à distribuição do modelo axissimétrico para a barra de 10,0 mm e concreto de 27,8 MPa (Figura 35).

5.2.1 Resultados das simulações tridimensionais do ensaio *pull-out* para o Concreto T1 ($f_{c28} = 27,8$ MPa).

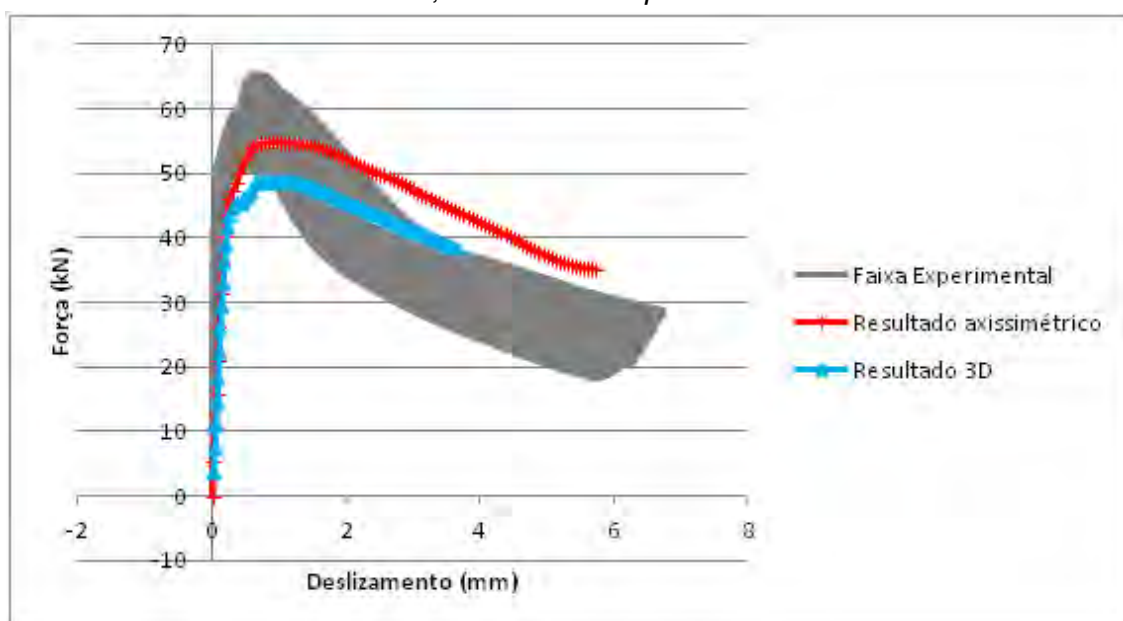
Após a análise numérica do modelo correspondente ao concreto de resistência à compressão igual à 27,8 MPa e a barra de 10,0 mm de diâmetro, alterou-se o diâmetro da barra para 8,0 e 12,5 mm. As Figuras 43 e 44 apresentam o diagrama força x deslizamento comparando os resultados experimentais com os numéricos para as barras de 8,0 mm e 12,5 mm, respectivamente, e com o concreto de resistência à compressão no valor de 27,8 MPa, comparando com os resultados experimentais de Vale Silva (2010) e com o resultado numérico obtido com o modelo axissimétrico. Os resultados para a barra de 10,0 mm já foram apresentados nas Figuras 41 e 42.

Figura 43 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 27,8 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio *pull-out*. 3D.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 44 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 27,8 MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio *pull-out*. 3D.

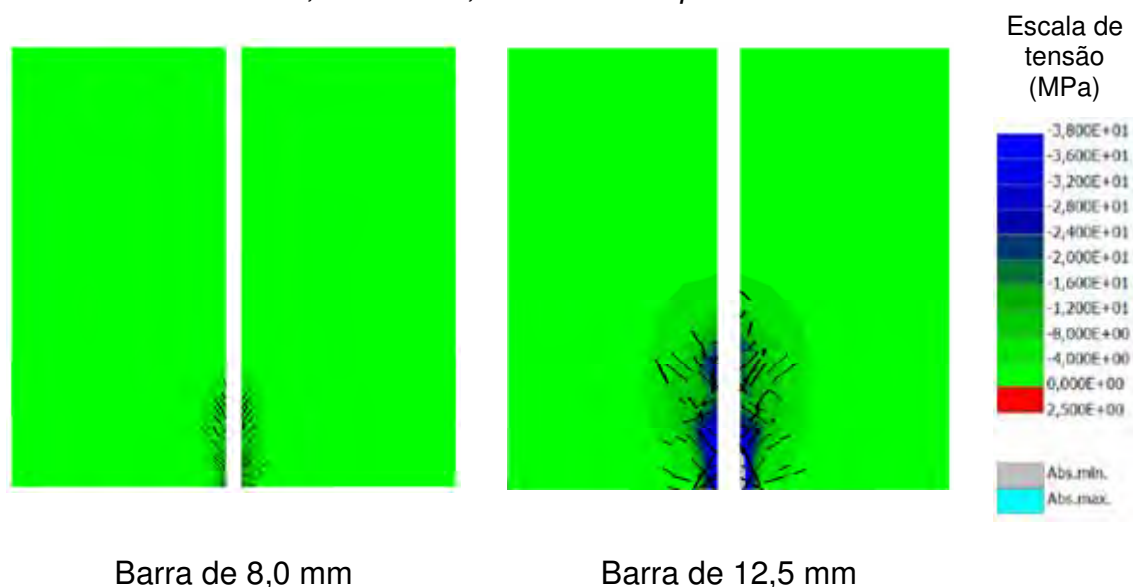


Fonte: Elaboração do próprio autor

Para a barra de 8,0 mm (Figura 43), nota-se que a curva do resultado tridimensional aproxima-se da curva do resultado axissimétrico, enquanto a curva referente à barra de 12,5 mm (Figura 44) tem o valor da força máxima do resultado tridimensional menor que o valor do resultado axissimétrico, porém permanece dentro da faixa de resultados experimentais.

A Figura 45 apresenta a distribuição de tensões no modelo 3D, a fissuração e a deformada do modelo as barras de 8,0 e 12,5 mm.

Figura 45 – Distribuição de tensões e fissuração. Concreto de 27,8 MPa – barras de 8,0 mm e 12,5 mm. Ensaio *pull-out*. 3D.



Fonte: Elaboração do próprio autor

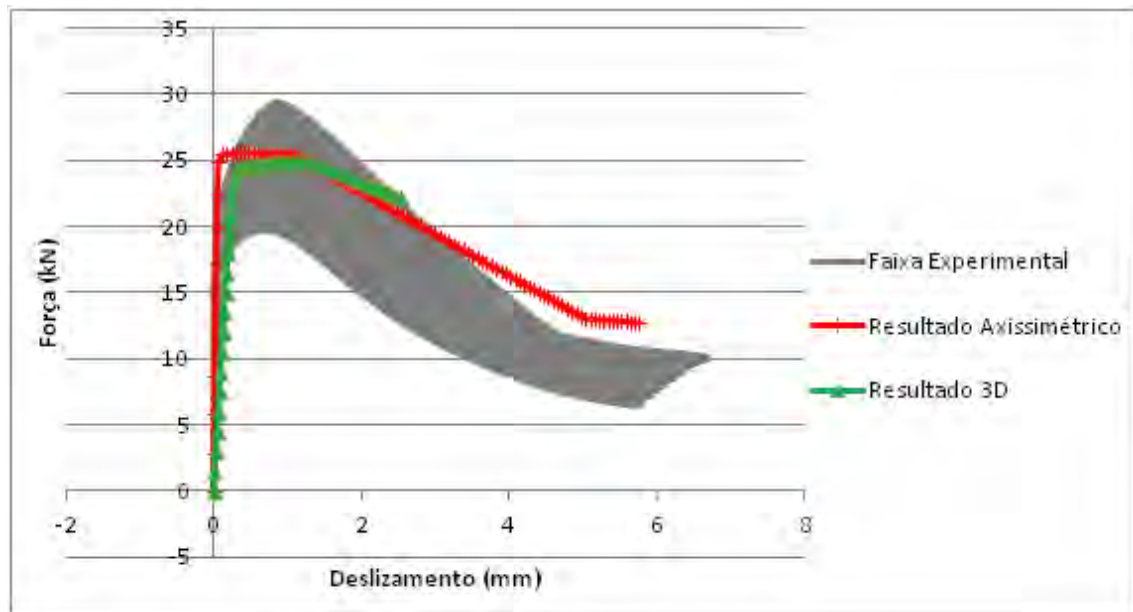
Comparando a Figura 45, representando a distribuição de tensões e fissuração no modelo 3D com a Figura 45 que representa o modelo axissimétrico, nota-se que não há uma diferença significativa na distribuição de tensões e no valor destas tensões entre os modelos.

5.2.2 Resultados das simulações tridimensionais do ensaio *pull-out* para o Concreto T2 ($f_{c28} = 49,3$ MPa).

Para o concreto denominado T2 ($f_{c28} = 49,3$ MPa), cujas propriedades mecânicas encontram-se na Tabela 3, simulou-se tridimensionalmente os ensaios *pull-out* de Vale Silva (2010) para as barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm. As

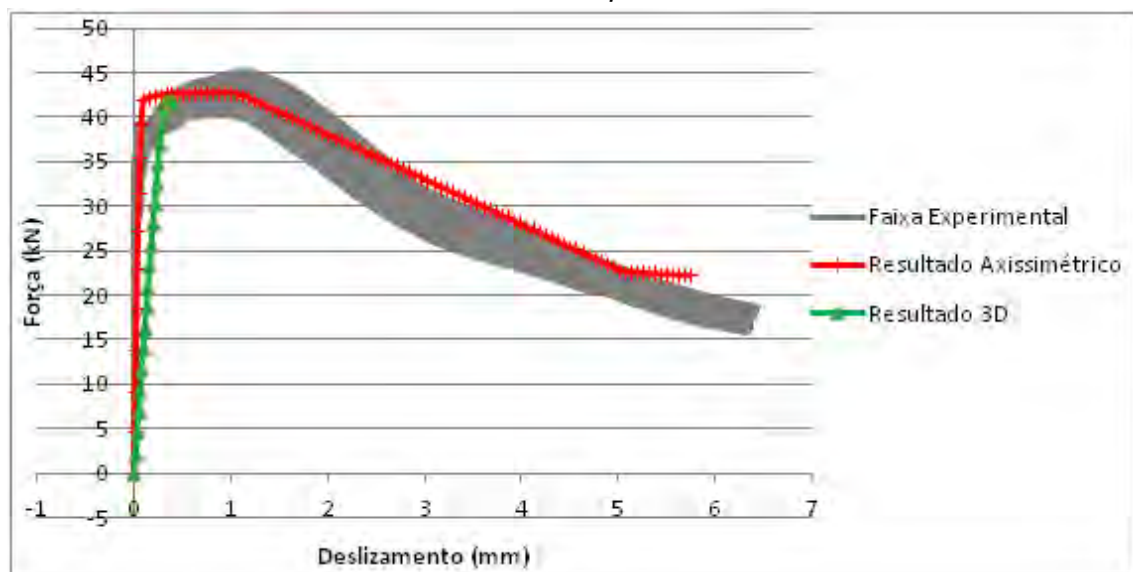
Figuras 46 a 48 apresentam o diagrama força x deslizamento comparando os resultados obtidos na análise 3D com a faixa de resultados experimentais e com os resultados numéricos axissimétricos, para as barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm, respectivamente.

Figura 46 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 49,3 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio *pull-out*. 3D.



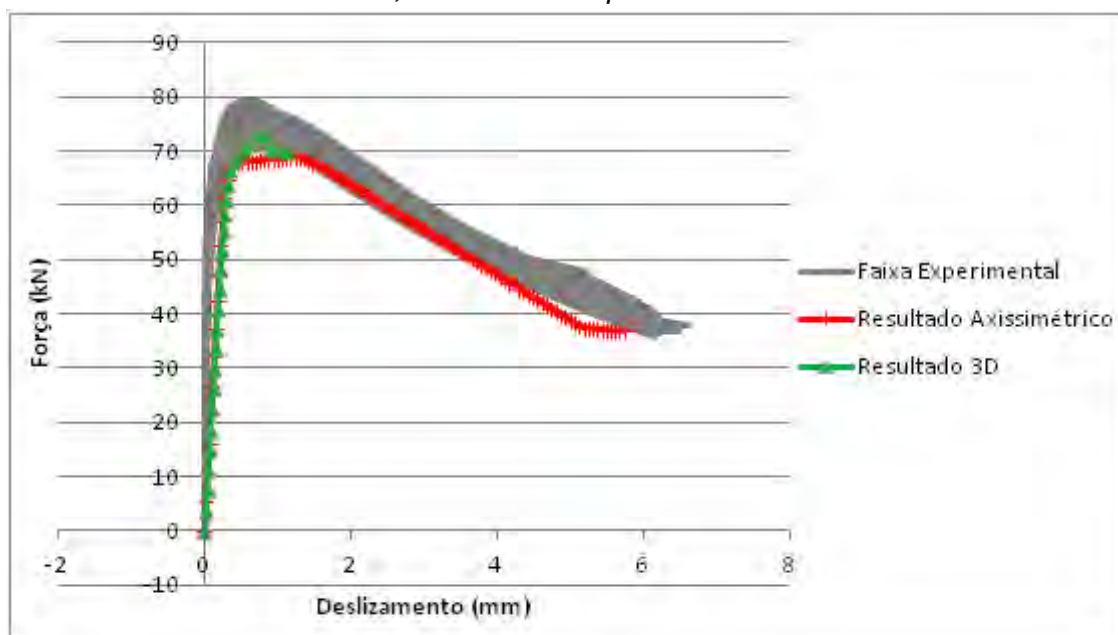
Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 47 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 49,3 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio *pull-out*. 3D.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 48 – Diagrama força x deslizamento. Comparação dos resultados numéricos com a faixa experimental de Vale Silva (2010) – Concreto de 49,3 MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio *pull-out*. 3D.

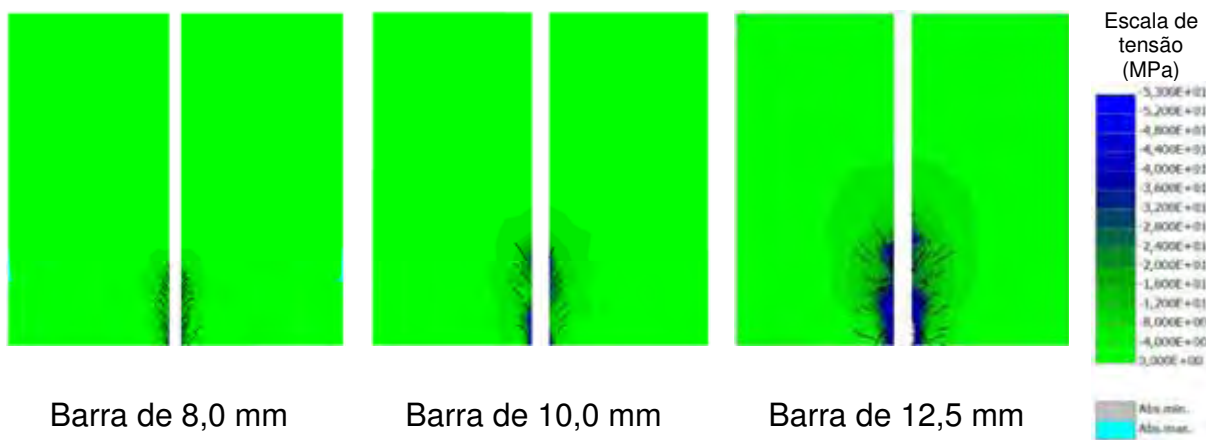


Fonte: Elaboração do próprio autor

Pelas Figuras 46 a 48, nota-se que a curva referente ao resultado da análise 3D aproximou-se da curva referente ao resultado da análise axissimétrica até atingir o valor da carga máxima e estas estão dentro da faixa de resultados experimentais.

A distribuição de tensões no modelo numérico em 3D e a deformada na carga de pico nos exemplos referentes as barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm são mostradas na Figura 49.

Figura 49 – Distribuição de tensões e fissuração. Concreto de 49,3 MPa – barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm. Ensaio *pull-out*. 3D.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Como pode ser visto na Figura 49, ocorreu um aumento no valor da tensão e na quantidade de fissuras com o aumento do diâmetro da barra e o, conseqüente, aumento do comprimento de ancoragem. Comparando as Figuras 49, 45 e 42, nota-se que com o aumento da resistência à compressão do concreto houve um aumento da fissuração e um maior valor da tensão no concreto.

Esta análise tridimensional dos ensaios *pull-out*, não contribuiu para melhorar os resultados obtidos na análise axissimétrica. Com isso, optou-se em utilizar somente a análise axissimétrica devido ao gasto computacional ser menor que a análise tridimensional.

A blue square graphic containing the word 'CAPÍTULO' in white, vertical text on the left and a large white number '6' on the right.

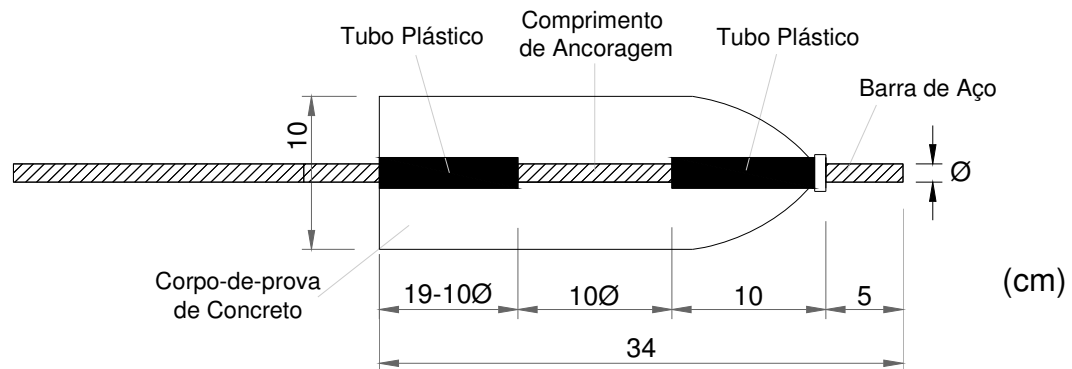
ANÁLISE NUMÉRICA DOS ENSAIOS DE ADERÊNCIA “APULOT”

As simulações numéricas do ensaio *pull-out* modificado, denominado de ensaio APULOT, permitiram compreender melhor o mecanismo interno da evolução das tensões e da fissuração e a influência de alguns parâmetros que influenciam no novo ensaio proposto.

Estas simulações numéricas tiveram como base os resultados experimentais dos ensaios de aderência APULOT realizados por Vale Silva (2010). Tanto os concretos como as barras de aço utilizadas tiveram as mesmas características mecânicas às utilizadas no ensaio de arrancamento *pull-out*, a saber: concretos de duas resistências à compressão distintas: 27,8 e 49,3 MPa; e três diferentes diâmetros de barra de aço (armaduras): 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm, características essas apresentadas nas Tabelas 3 e 4 do Capítulo 5.

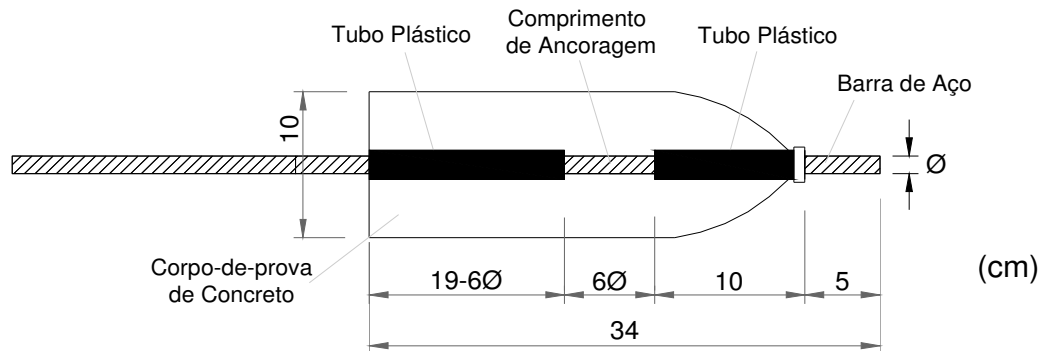
As Figuras 50 e 51 ilustram o esquema utilizado para o ensaio APULOT. Para o concreto de 27,8 MPa, o comprimento de ancoragem foi de $10\varnothing$ (Figura 50) e para o concreto de 49,3 MPa foi de $6\varnothing$ (Figura 51), onde $\varnothing$ é o diâmetro da armadura.

Figura 50 - Esquema da garrafa PET para o concreto de 27,8 MPa



Fonte: Vale Silva (2010)

Figura 51 - Esquema da garrafa PET para o concreto de 49,3 MPa

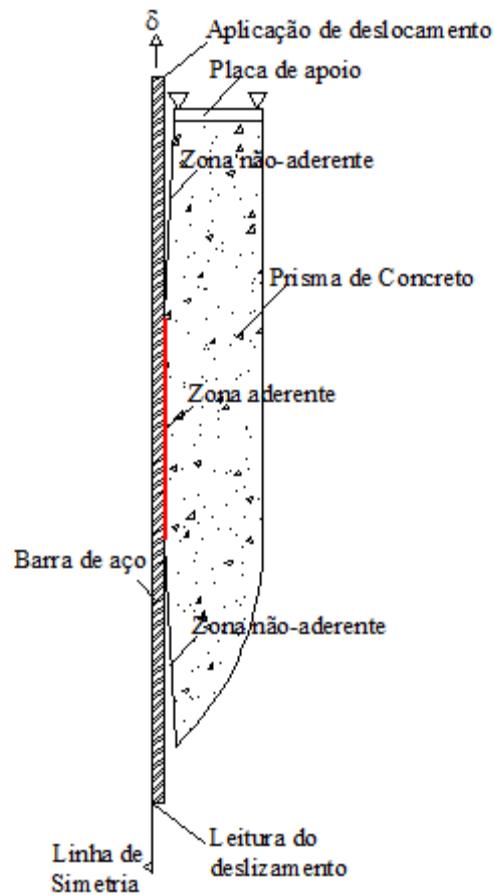


Fonte: Vale Silva (2010)

Optou-se em utilizar a análise axissimétrica para a simulação deste ensaio devido ao gasto computacional ser menor que a análise tridimensional. Com isso, foram utilizados o mesmo tipo de elementos finitos e os mesmos modelos constitutivos para os materiais descritos anteriormente para o ensaio *pull-out* na análise axissimétrica.

A Figura 52 representa o esquema numérico utilizado para simular o ensaio APULOT.

Figura 52 – Demonstração da análise axissimétrica para o ensaio APULOT.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Além dos ensaios realizados por Vale Silva (2010), também foram analisados numericamente os ensaios realizados por Soudais (2011). Trata-se de ensaios cujos concretos foram recolhidos diretamente em canteiros de obra na cidade de Votuporanga – SP. Os ensaios de aderência foram realizados com o mesmo controle dos de Vale Silva (2010), no LCEC em Ilha Solteira-SP, sendo que os concretos foram recolhidos diretamente nas obras, durante a concretagem dos elementos estruturais descritos.

6.1 ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DA GARRAFA PET

De acordo com Mancini et al. (1998), as propriedades mecânicas das garrafas PETs variam de acordo com o número de reciclagens do PET pós-consumo, pois a

cada reciclagem, o número de terminais carboxílicos do PET aumenta, indicando mudanças estruturais das macromoléculas.

Assim sendo, realizou-se um estudo para verificar a influência das propriedades mecânicas da garrafa PET envolta ao corpo de prova do ensaio APULOT, uma vez que a mesma é utilizada como molde do corpo de prova e, não é retirada deste no momento do ensaio experimental. Este estudo se faz necessário para avaliar a influência da permanência da garrafa PET durante o ensaio e, de se utilizar garrafas PET de diferentes origens, contendo propriedades mecânicas distintas, no resultado final do ensaio APULOT.

Tomou-se como modelo o ensaio realizado com armadura de diâmetro de 8,0 mm e com o concreto de 27,8 MPa por Vale Silva (2010).

Para representar a garrafa PET, foram utilizados os mesmos elementos finitos da simulação numérica dos ensaios *pull-out* tanto para o concreto como para a barra de aço, o *CCIsoQuad* de quatro nós, descrito no Capítulo 3. Para representar o modelo constitutivo do material, utilizou o *Axi Sym Elastic Isotropic*, presente na biblioteca do ATENA e utilizado para análise axissimétrica para materiais elásticos isotrópicos.

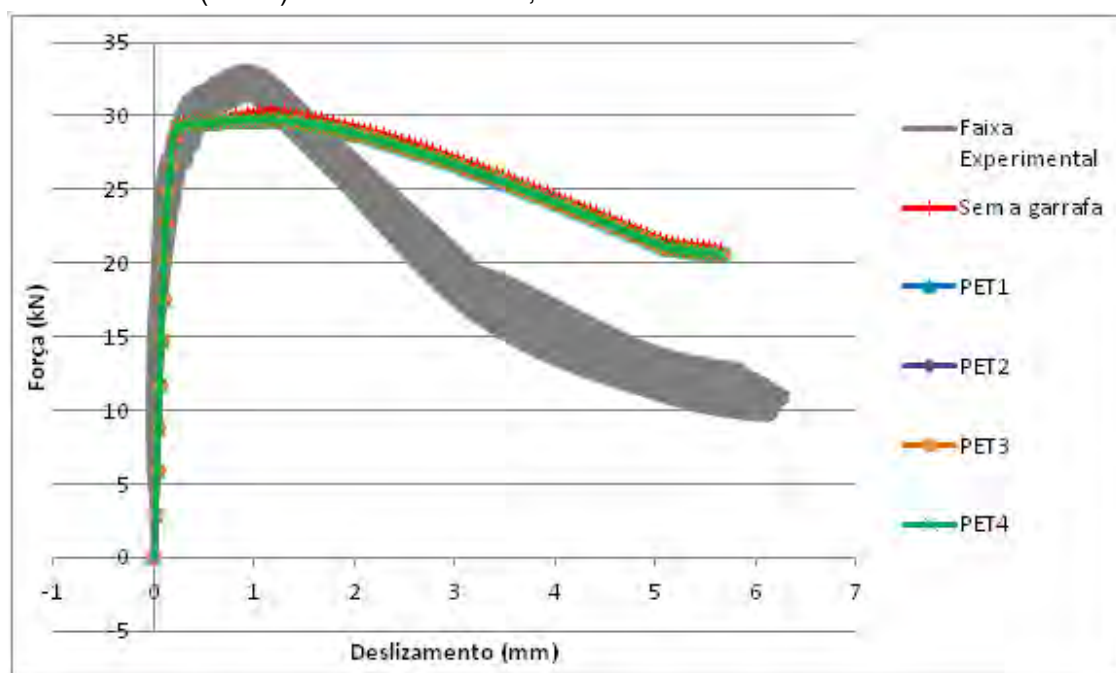
O parâmetro de entrada deste material é o módulo de elasticidade (E) da garrafa PET. Adotou-se quatro valores diferentes de módulo de elasticidade para a garrafa PET com base nos resultados de Mancini (1998). Realizou-se também uma simulação numérica considerando o corpo de prova sem a garrafa durante o ensaio APULOT.

Os valores dos módulos de elasticidade (E) estabelecidos para a garrafa PET estão apresentados a seguir:

- PET1 – E= 2200 MPa
- PET2 – E= 3000 MPa
- PET3 – E= 1000 MPa
- PET4 – E= 5000 MPa

Os resultados obtidos estão apresentados no diagrama força x deslizamento na Figura 53 e são comparados com a faixa de resultados experimentais de Vale Silva (2010).

Figura 53 – Diagrama força x deslizamento. Comparação do resultado numérico de diferentes módulos de elasticidade da garrafa PET com os resultados experimentais de Vale Silva (2010). Concreto de 27,8 MPa e barra de 8 mm. Ensaio APULOT.

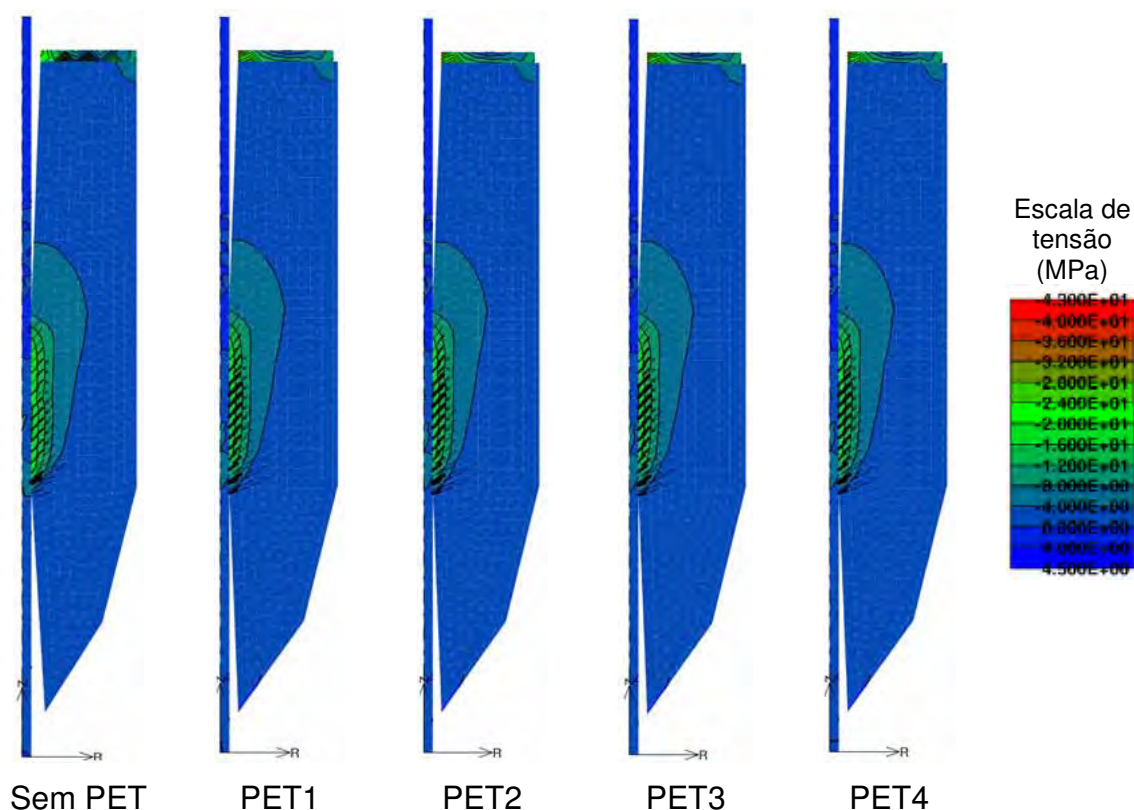


Fonte: Elaboração do próprio autor

Nota-se que as curvas numéricas se aproximaram mesmo com a variação do valor do módulo de elasticidade da garrafa PET. Observa-se também que a curva do resultado numérico ficou próxima da faixa de resultados experimentais até atingir a carga de pico.

A distribuição de tensão em cada modelo representado pelo módulo de elasticidade da garrafa PET envolvente está apresentada na Figura 54.

Figura 54 – Análise da influência dos distintos módulos de elasticidade de garrafas PETs no ensaio APULOT.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Pela Figura 54, nota-se que não existe uma notória diferença na distribuição de tensão entre a análise feita sem a garrafa PET e com a garrafa PET de diversos módulos de elasticidade. O módulo de elasticidade da garrafa também não influencia de maneira notável no resultado.

Escolheu-se em utilizar o módulo de elasticidade da garrafa PET1 nas demais simulações por ser o valor encontrado com mais frequência na literatura.

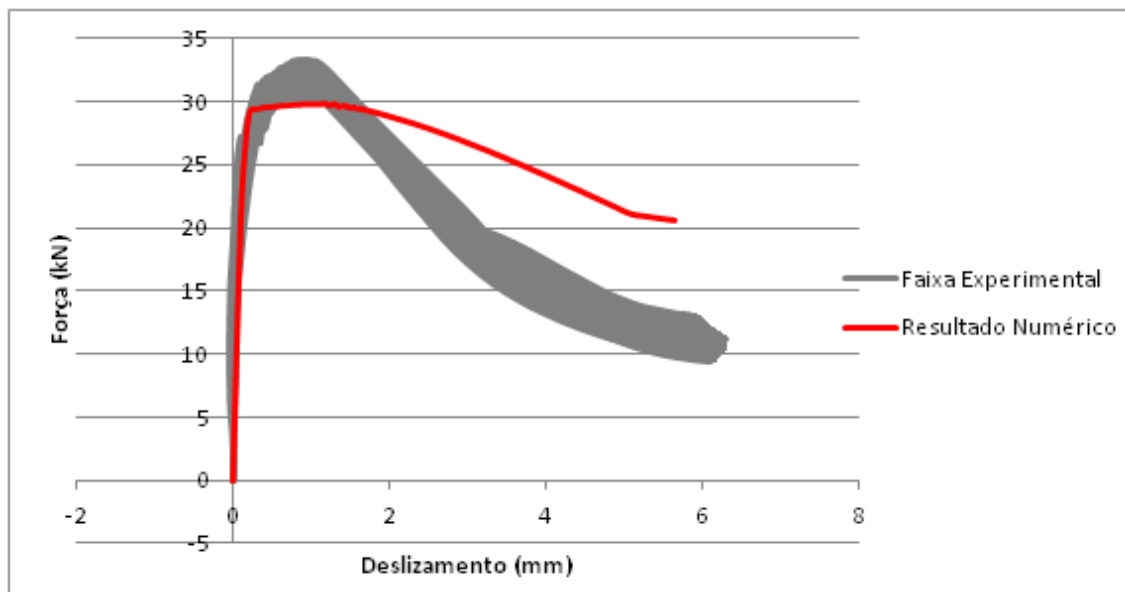
6.2 SIMULAÇÃO DOS ENSAIOS APULOT DE VALE SILVA (2010)

Os ensaios APULOT realizados por Vale Silva (2010) foram simulados numericamente e os resultados obtidos são apresentados a seguir.

6.2.1 Resultados das simulações numéricas do ensaio APULOT para o Concreto T1 ($f_{c28} = 27,8$ MPa)

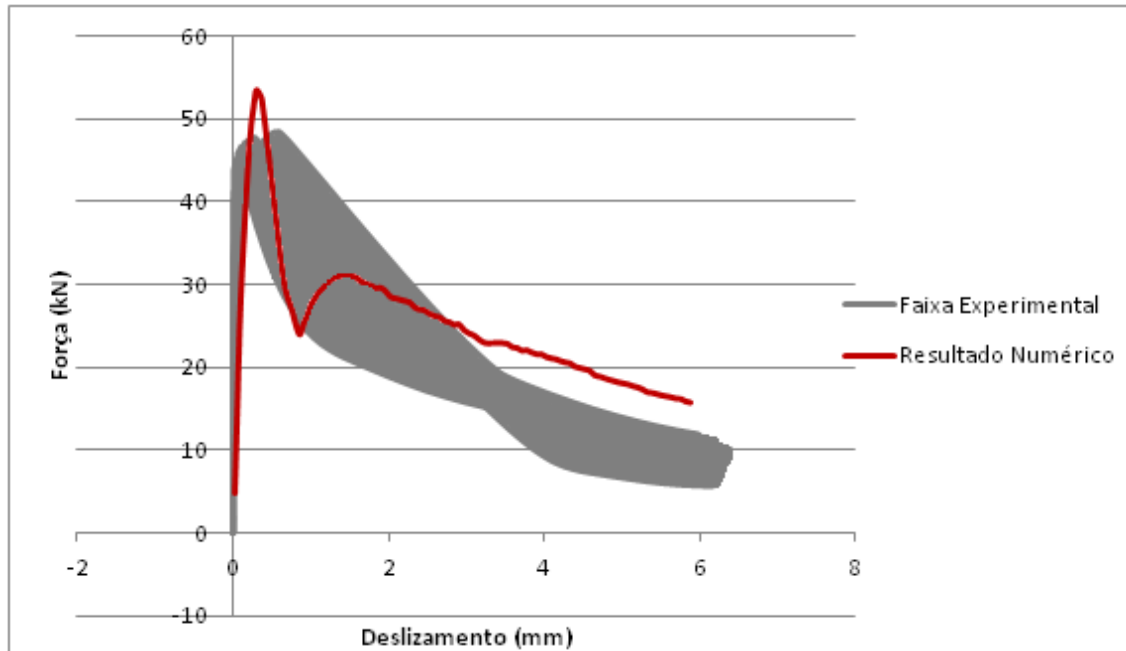
Os diagramas de força x deslizamento do ensaio APULOT para as barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm e com o concreto de $f_{c28}=27,8$ MPa estão representados nas Figuras 55, 56 e 57, respectivamente. O comprimento de ancoragem (L) variou de acordo com o diâmetro da barra (ϕ), uma vez que o comprimento de ancoragem (L) para o concreto de 27,8 MPa neste ensaio é de $L = 10 \cdot \phi$.

Figura 55 – Diagrama força x deslizamento. Comparação do resultado numérico com os resultados experimentais de Vale Silva (2010). Concreto de 27,8 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio APULOT.



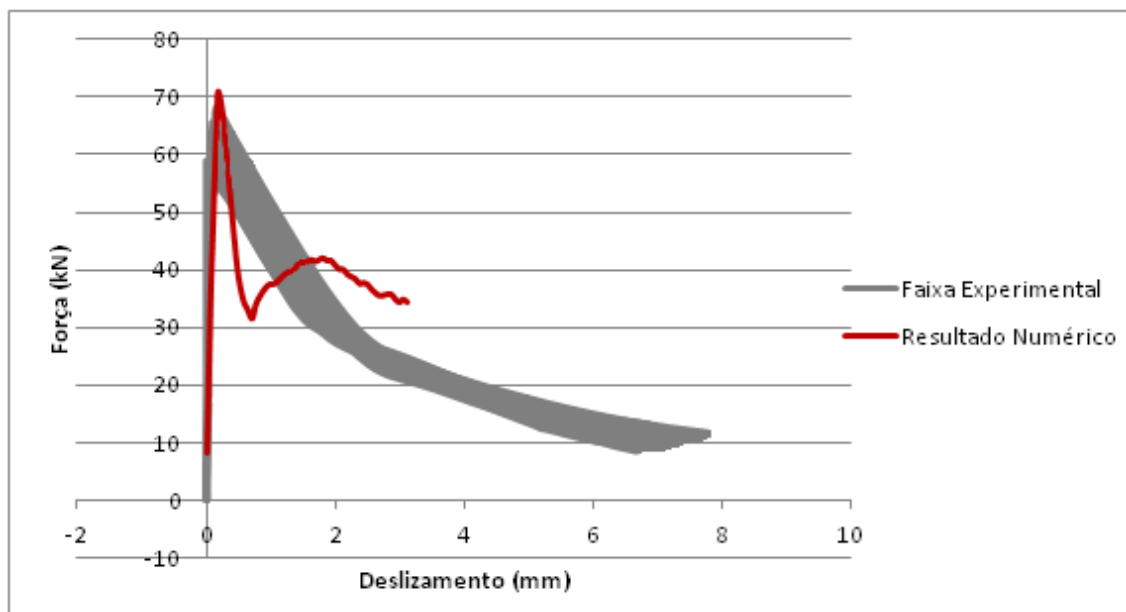
Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 56 – Diagrama força x deslizamento. Comparação do resultado numérico com os resultados experimentais de Vale Silva (2010). Concreto de 27,8 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio APULOT.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 57 – Diagrama força x deslizamento. Comparação do resultado numérico com os resultados experimentais de Vale Silva (2010). Concreto de 27,8 MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio APULOT.

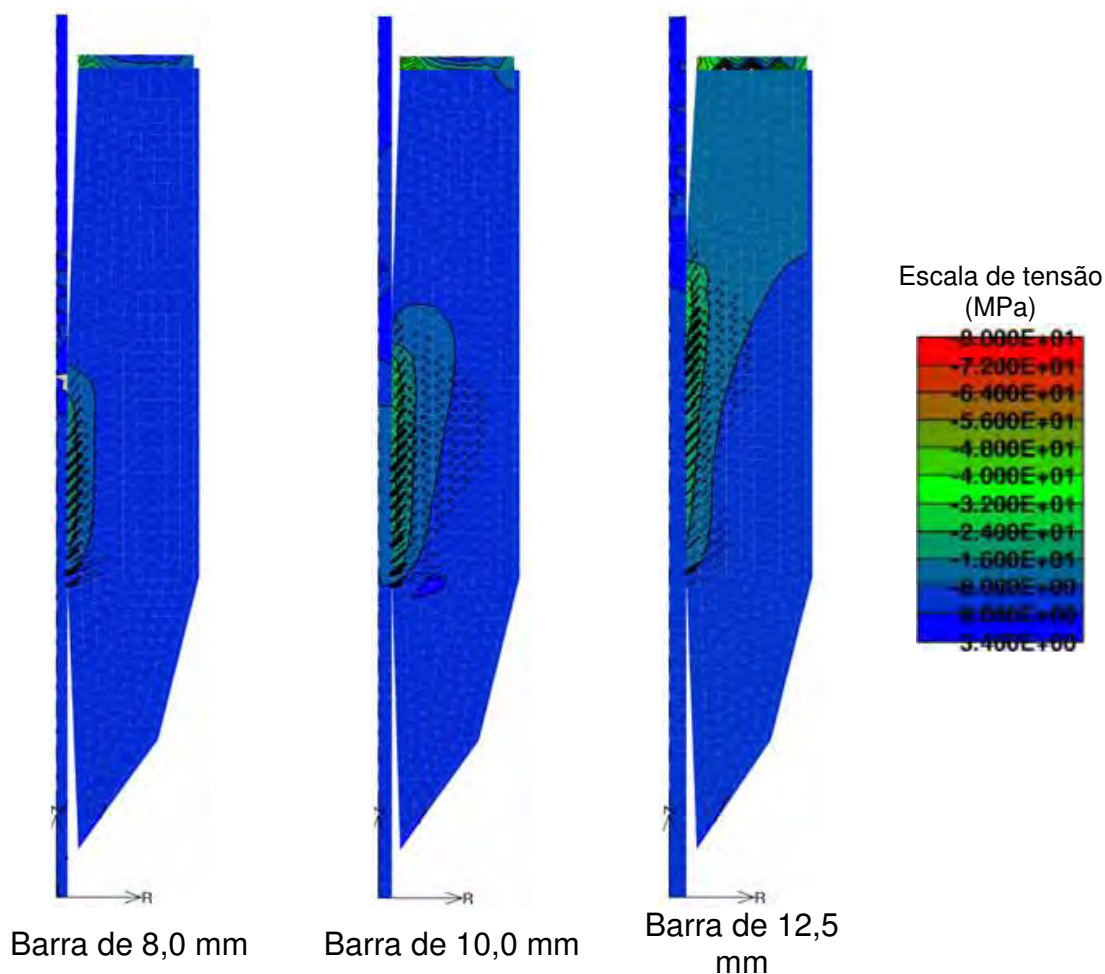


Fonte: Elaboração do próprio autor

No resultado com a barra de aço de 8,0 mm (Figura 55), observa-se que a curva do resultado numérico além de se enquadrar dentro da faixa de resultados experimentais, representa o comportamento típico de ruptura por deslizamento da barra em relação ao concreto, o que também foi constatado nos resultados experimentais. No entanto, os resultados numéricos obtidos com a barra de 10,0 mm (Figura 56) e com a barra de 12,5 mm (Figura 57), embora tenham atingido valores até superiores aos resultados experimentais para a tensão máxima, na região pós-pico, representam o comportamento típico de uma ruptura por fendilhamento, tendo sido, coincidentemente, o mesmo comportamento obtido na maioria dos resultados experimentais com esses diâmetros de barra por Vale Silva (2010) para o ensaio APULOT. Com isso, verifica-se que o modelo constitutivo utilizado para representar o concreto e a interface é capaz de simular diferentes modos de falha da aderência, ou seja, consegue capturar os mecanismos de deslizamento e fendilhamento.

A distribuição de tensão e fissuração no concreto é apresentada na Figura 58.

Figura 58 – Distribuição de tensões e fissuração. Concreto de 27,8 MPa – barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm. Ensaio APULOT.



Fonte: Elaboração do próprio autor

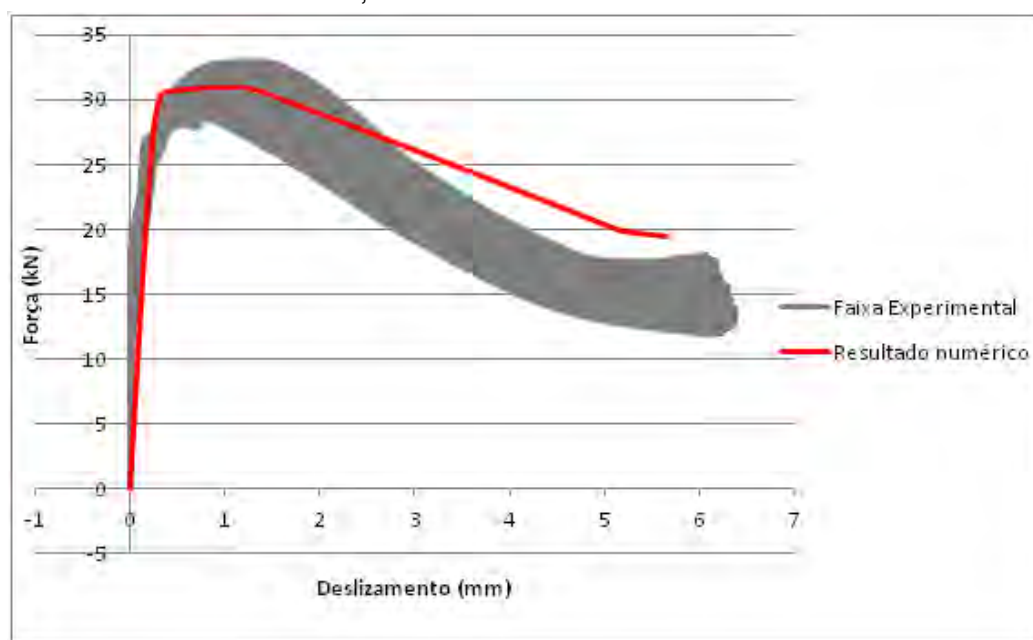
Analisando a Figura 58, nota-se que, houve um aumento no valor da tensão e também na quantidade de fissuras conforme o diâmetro da barra aumenta de 8,0 mm até 12,5 mm, efeito também notado no ensaio *pull-out*.

6.2.2 Resultados das simulações numéricas do ensaio APULOT para o Concreto T2 ($f_{c28} = 49,3$ MPa)

Para o concreto denominado T2 ($f_{c28} = 49,3$ MPa), procedeu-se de maneira análoga ao anterior para as três armaduras de diâmetro distintos. O comprimento de ancoragem variou de acordo com o diâmetro da barra (ϕ), e para o concreto de 49,3 MPa, o comprimento de ancoragem (L) é de $L = 6 \cdot \phi$.

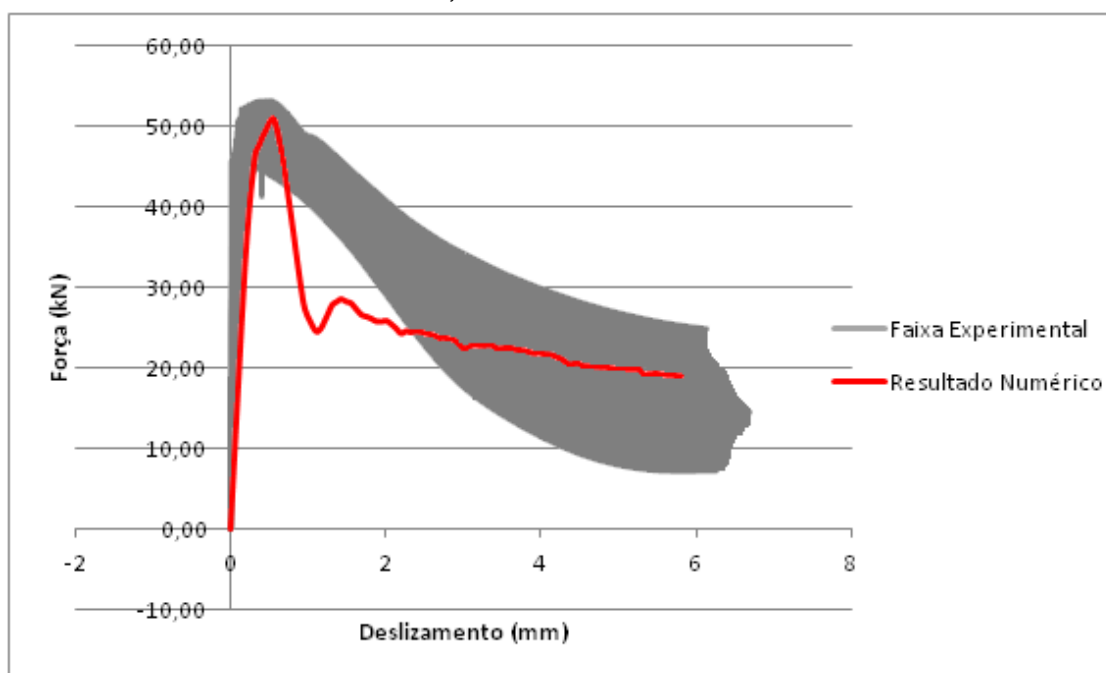
As Figuras 59, 60 e 61 apresentam os diagramas força x deslizamento comparando o resultado numérico com a faixa de resultados experimentais referente às barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm, respectivamente.

Figura 59 – Diagrama força x deslizamento. Comparação do resultado numérico com os resultados experimentais de Vale Silva (2010). Concreto de 49,3 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio APULOT.



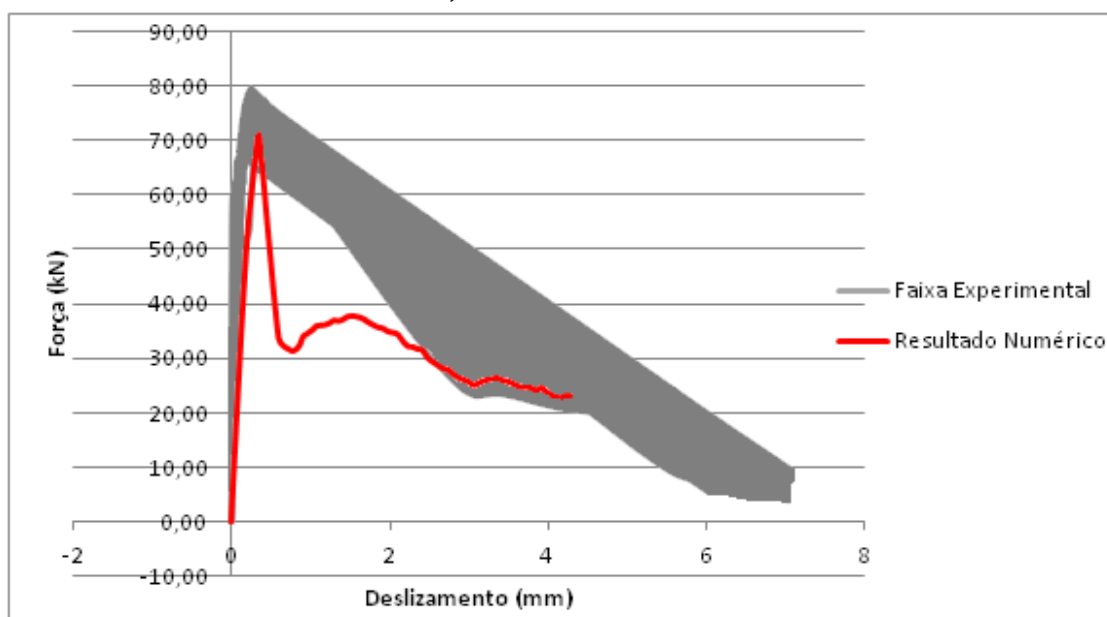
Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 60 – Diagrama força x deslizamento. Comparação do resultado numérico com os resultados experimentais de Vale Silva (2010). Concreto de 49,3 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio APULOT.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 61 – Diagrama força x deslizamento. Comparação do resultado numérico com os resultados experimentais de Vale Silva (2010). Concreto de 49,3 MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio APULOT.

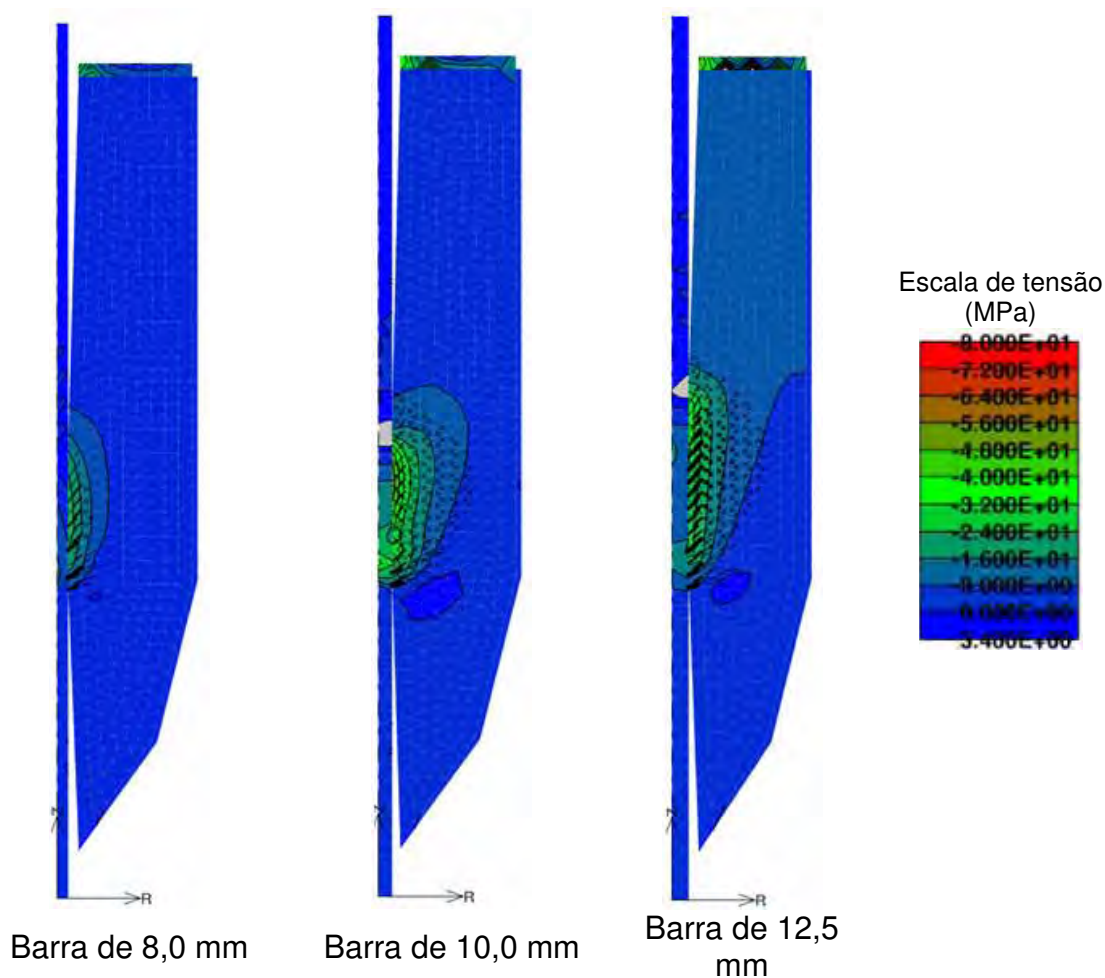


Fonte: Elaboração do próprio autor

Para os ensaios realizados com o concreto de $f_{c28} = 49,3$ MPa, o modo de ruptura da aderência foi semelhante aos resultados obtidos com o concreto de 27,8 MPa, ou seja, houve ruptura por deslizamento para a barra de 8,0 mm (Figura 59) e ruptura por fendilhamento nas barras de 10,0 mm (Figura 60) e de 12,5 mm (Figura 61). O mesmo tipo de ruptura foi obtido nos ensaios experimentais por Vale Silva (2010). O valor da tensão última de aderência do resultado numérico atingiu o patamar máximo dentro da faixa de resultados experimentais para os três diferentes diâmetros das barras.

A Figura 62 apresenta a distribuição de tensões, fissuração e a deformada na carga de pico para cada exemplo de barras.

Figura 62 – Distribuição de tensões e fissuração. Concreto de 49,3 MPa – barras de 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm. Ensaio APULOT.



De acordo com a Figura 62, observa-se que ocorreu o mesmo efeito para o concreto de 27,8 MPa (Figura 58) em que houve o deslizamento para a barra de 8,0 mm e o fendilhamento para as barras de 10,0 mm e 12,5 mm. Nota-se também que os valores da tensão para os três diâmetros das barras foram maiores comparados com o exemplo referente ao concreto de 27,8 MPa.

6.3 ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA VARIAÇÃO DO COMPRIMENTO DE ANCORAGEM NO ENSAIO APULOT

Com os resultados obtidos, verifica-se que o modelo numérico utilizado apresenta comportamento equivalente aos resultados dos ensaios experimentais de aderência APULOT de Vale Silva (2010). Com isso, é possível avaliar a influência de alguns fatores que podem interferir no ensaio APULOT e assim, melhor compreender o fenômeno da distribuição de tensões nos ensaios de aderência e, conseqüentemente, na nova proposta de ensaio em questão. Dentre esses fatores destaca-se o comprimento de ancoragem.

O comportamento da aderência é fortemente influenciado pelo comprimento de ancoragem que altera a superfície de contato entre o aço e o concreto. Para o ensaio APULOT, necessita-se saber qual o melhor comprimento de ancoragem a ser adotado em função da resistência à compressão do concreto e do diâmetro da armadura utilizada, uma vez que estes parâmetros afetam a distribuição de tensões no concreto e a tensão de aderência.

Para tanto, fez-se um estudo variando os comprimentos de ancoragem utilizados nos ensaios APULOT de Vale Silva (2010). Foram tomados os valores de máximo e mínimo da tensão última de aderência na nuvem de pontos da curva de correlação de Lorrain e Barbosa (2010) (Figura 12), obtendo assim, os valores extremos do comprimento de ancoragem (máximo e mínimo), os quais são calculados em função da resistência à compressão do concreto e do diâmetro da barra. Estas considerações estão descritas no Capítulo 2.

A seguir são apresentados os resultados obtidos para os concretos de resistência à compressão de 27,8 MPa e 49,3 MPa com as barras de diâmetro igual a 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm.

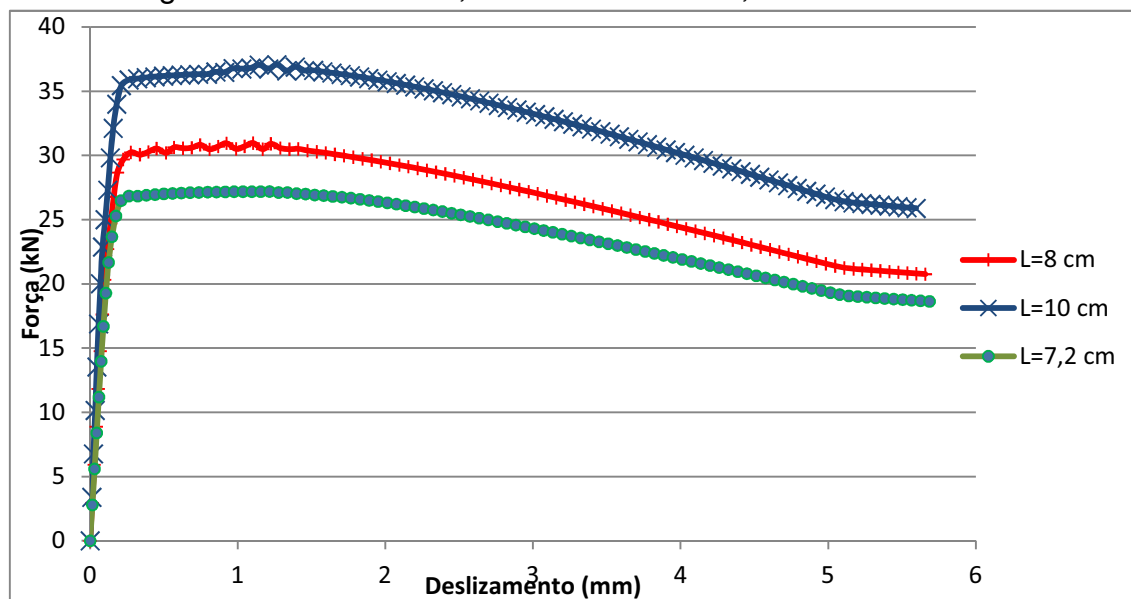
6.3.1 Variação do comprimento de ancoragem do ensaio APULOT para o Concreto T1 (f_{ck} = 27,8 MPa) e barra de 8,0 mm de diâmetro

Através da curva de correlação de Lorrain e Barbosa (2010) (Figura 12) e com a resistência à compressão prevista (f_{ck}) para o concreto por volta de 27,8 MPa, obtém o valor da tensão de aderência mínimo (τ_{min}) igual a 10 MPa e a tensão de aderência máximo (τ_{max}) igual a 14 MPa, com isso o comprimento de ancoragem mínimo é de $L_{min} = 9 \cdot \varnothing$ e o máximo de $L_{max} = 12,5 \cdot \varnothing$. Os resultados são comparados com o resultado numérico obtido anteriormente que possui o comprimento de ancoragem utilizado por Vale Silva (2010) que foi no valor de $L = 8$ cm. Para a barra de 8,0 mm de diâmetro os valores do comprimento de ancoragem variam, portanto entre:

- $L_{min} = 7,2$ cm
- $L = 8$ cm
- $L_{max} = 10$ cm

A Figura 63 apresenta o diagrama força x deslizamento comparando os resultados obtidos.

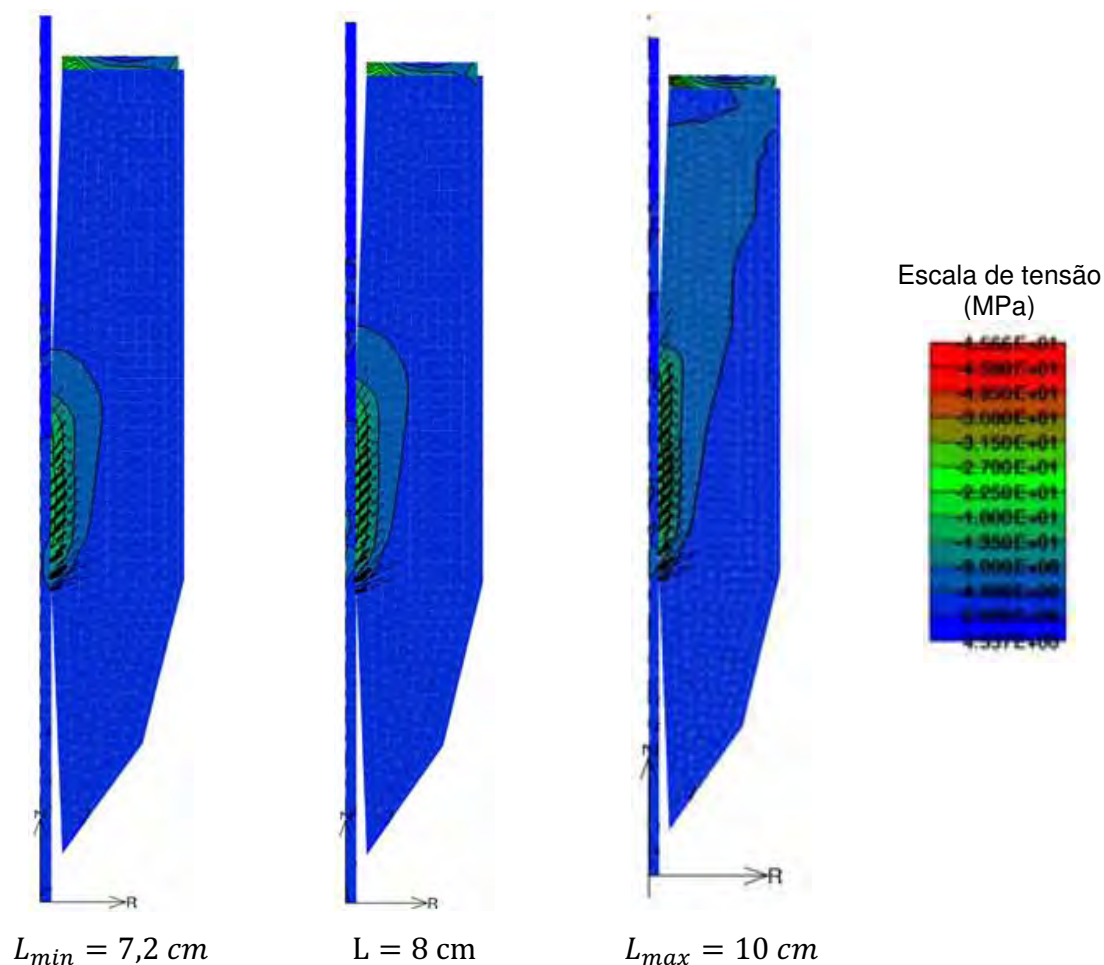
Figura 63 – Diagrama força x deslizamento. Análise da influência do comprimento de ancoragem. Concreto de 27,8 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio APULOT.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Observa-se na Figura 63 que, com o aumento do comprimento de ancoragem, o valor da máxima força e o conseqüente valor da tensão última de aderência aumenta. A Figura 64 apresenta a distribuição de tensão para os três diferentes comprimentos de ancoragem.

Figura 64 – Comparação da distribuição de tensões e fissuração com os diferentes comprimentos de ancoragem. Concreto $f_c = 27,8$ MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio APULOT.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Nota-se na Figura 64 que a tensão no concreto aumentou com o aumento do comprimento de ancoragem. Isto se deve ao fato de que, com o aumento do comprimento de ancoragem, há um aumento da superfície de contato entre o aço e o concreto, aumentando, assim o atrito, a coesão e a resistência mecânica entre os materiais.

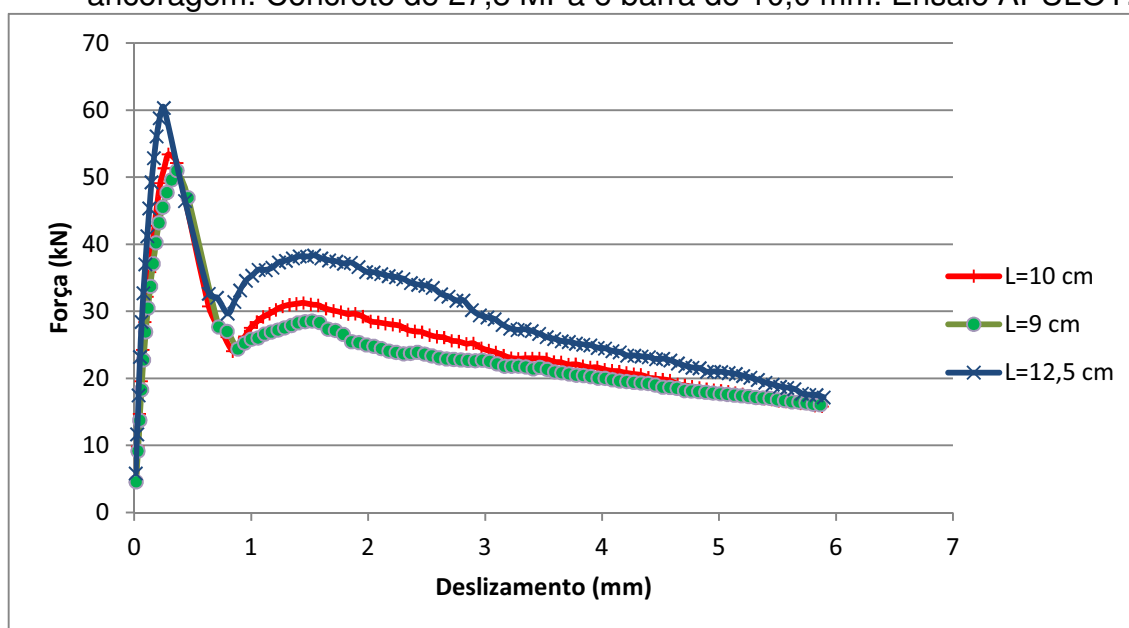
6.3.2 Variação do comprimento de ancoragem do ensaio APULOT para o Concreto T1 ($f_{ck} = 27,8$ MPa) e barra de 10,0 mm de diâmetro

Para a barra de 10,0 mm e concreto com resistência à compressão prevista (f_{ck}) de 27,8 MPa, os comprimentos de ancoragem máximo e mínimo variaram entre:

- $L_{min} = 9$ cm
- $L_{max} = 12,5$ cm

A Figura 65 apresenta o diagrama força x deslizamento comparando os resultados obtidos com o comprimento de ancoragem utilizado por Vale Silva (2010) que foi no valor de $L = 10$ cm.

Figura 65 – Diagrama força x deslizamento. Análise da influência do comprimento de ancoragem. Concreto de 27,8 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio APULOT.

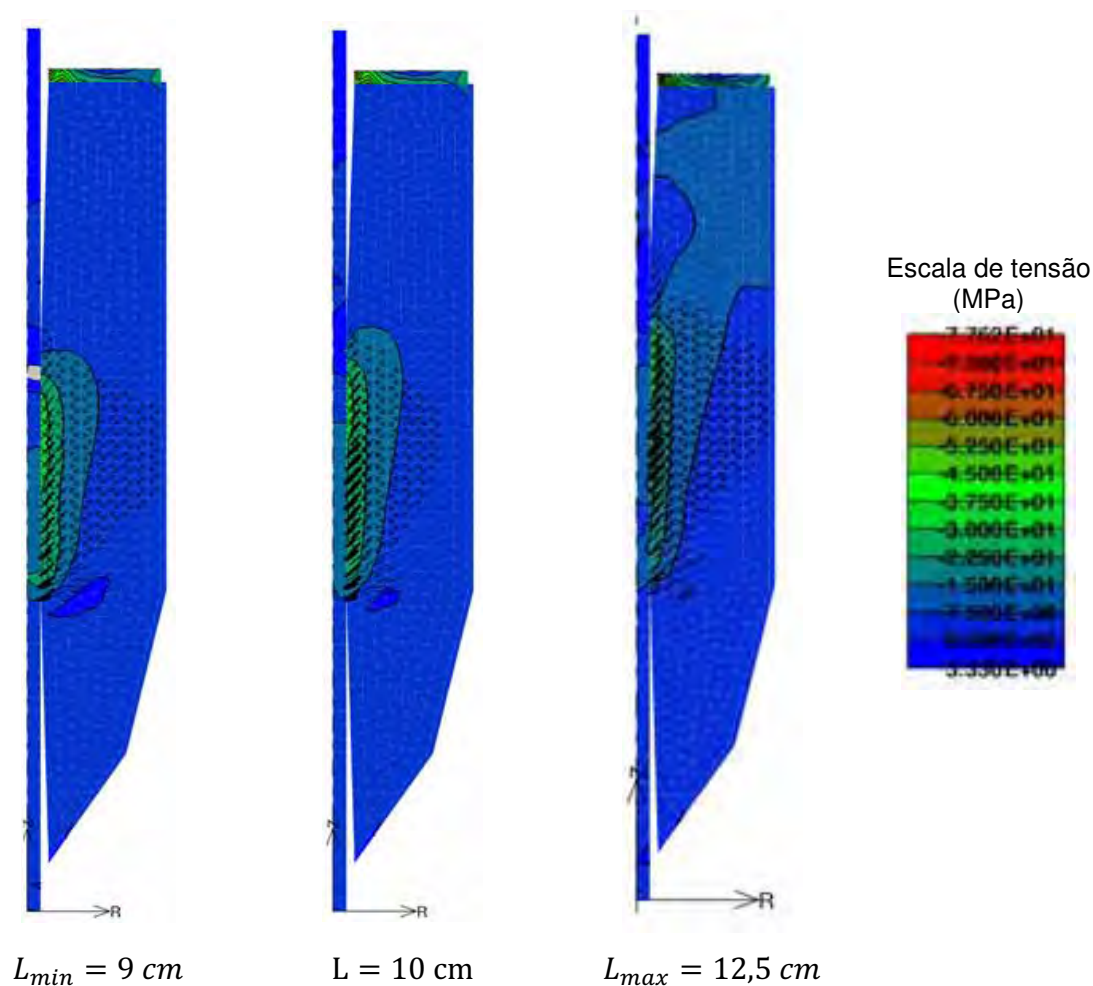


Fonte: Elaboração do próprio autor

Houve o fendilhamento do concreto nas três simulações realizadas (Figura 65). As curvas apresentam o mesmo tipo de comportamento, independente do valor do comprimento de ancoragem. Para o comprimento de ancoragem igual a 12,5 cm (L_{max}), acontece um aumento da ordem de 14% no valor da carga de pico, em relação a $L_{adotado}$.

A distribuição de tensão para cada valor de L é apresentada na Figura 66.

Figura 66 – Comparação da distribuição de tensões e fissuração com os diferentes comprimentos de ancoragem. Concreto $f_c = 27,8$ MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio APULOT.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Na Figura 66, pode-se notar o mesmo efeito que acontece nas barras de 8,0 mm, onde a tensão no concreto aumenta na carga de pico com o aumento do comprimento de ancoragem.

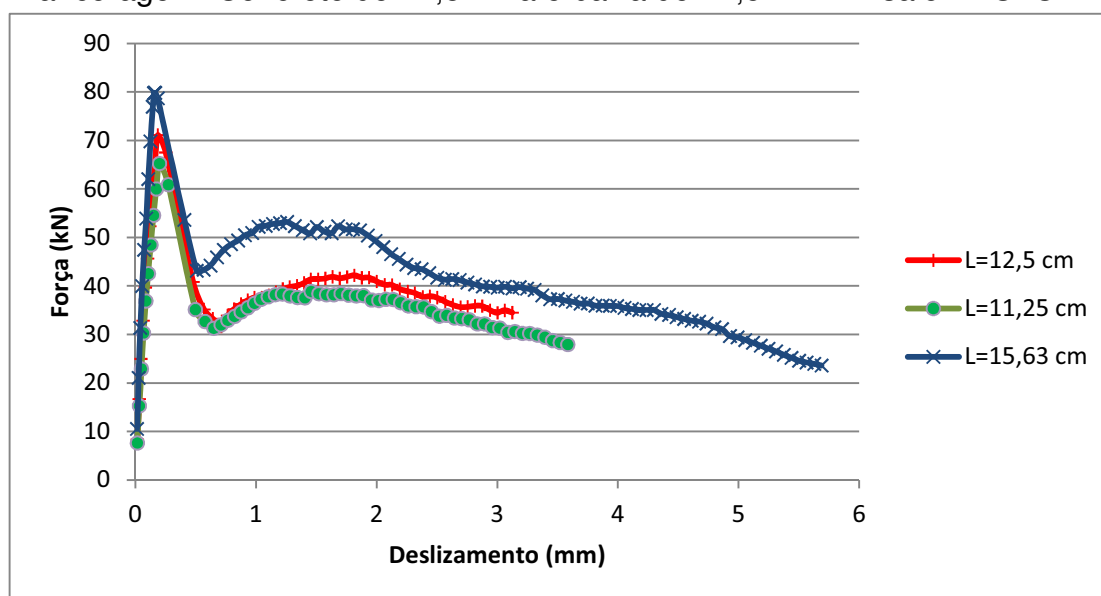
6.3.3 Variação do comprimento de ancoragem do ensaio APULOT para o Concreto T1 ($f_{ck} = 27,8$ MPa) e barra de 12,5 mm de diâmetro

Para a barra de diâmetro igual a 12,5 mm e com o mesmo tipo de concreto anterior, os comprimentos de ancoragem máximo e mínimo utilizados foram:

- $L_{min} = 11,25$ cm
- $L_{max} = 15,63$ cm

A Figura 67 apresenta o diagrama força x deslizamento comparando os resultados obtidos com o comprimento de ancoragem utilizado por Vale Silva (2010) que foi no valor de $L = 12,5$ cm.

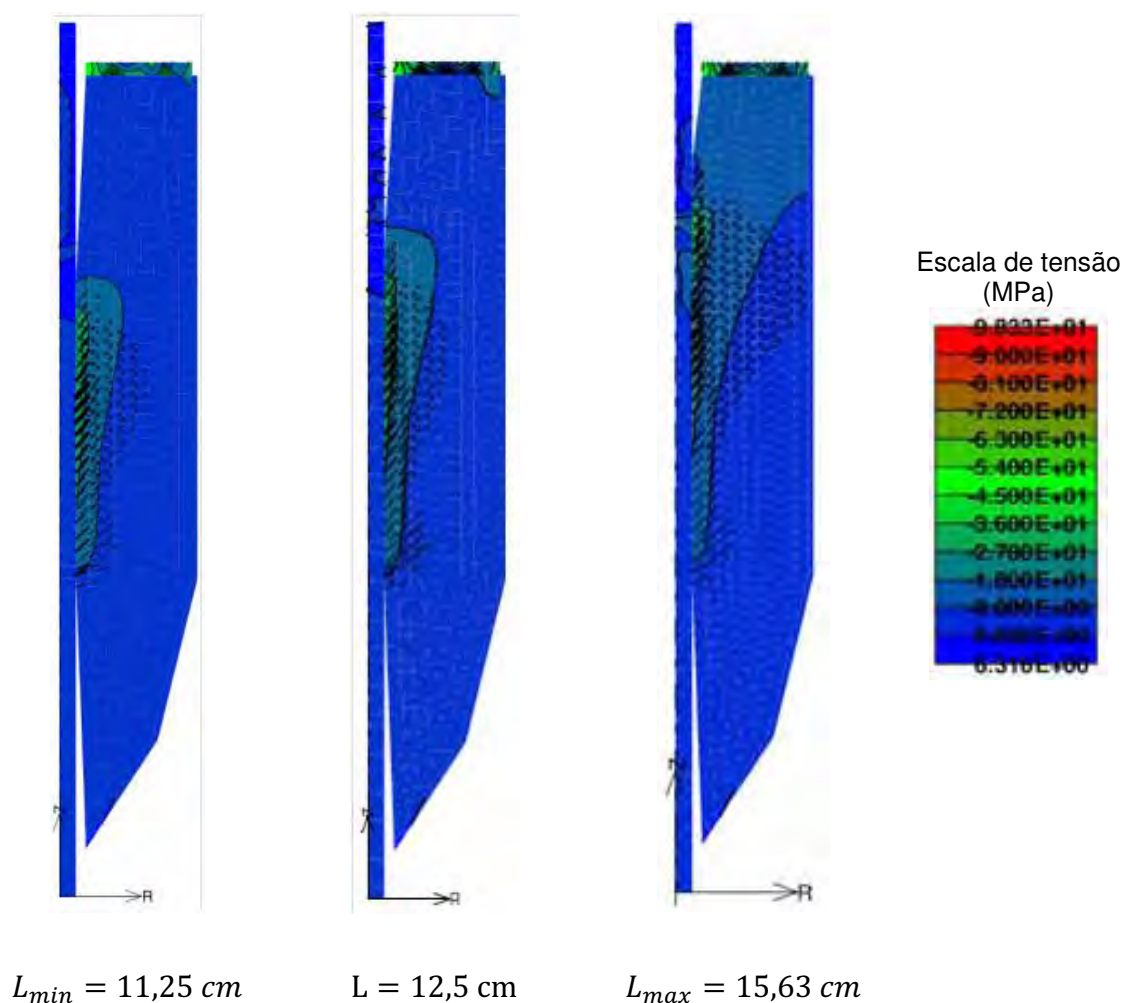
Figura 67 – Diagrama força x deslizamento. Análise da influência do comprimento de ancoragem. Concreto de 27,8 MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio APULOT.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Observa-se que houve a ruptura da aderência por fendilhamento do concreto nas três simulações realizadas (Figura 67) e a força máxima atingida na curva foi maior conforme aumentou o comprimento de ancoragem. A distribuição de tensão em cada exemplo é apresentada na Figura 68.

Figura 68 – Comparação da distribuição de tensões e fissuração com os diferentes comprimentos de ancoragem. Concreto $f_c = 27,8$ MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio APULOT.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Na Figura 68, nota-se que houve a fissuração no concreto nos três exemplos e também pode verificar que o valor da tensão no concreto aumenta com o aumento do comprimento de ancoragem.

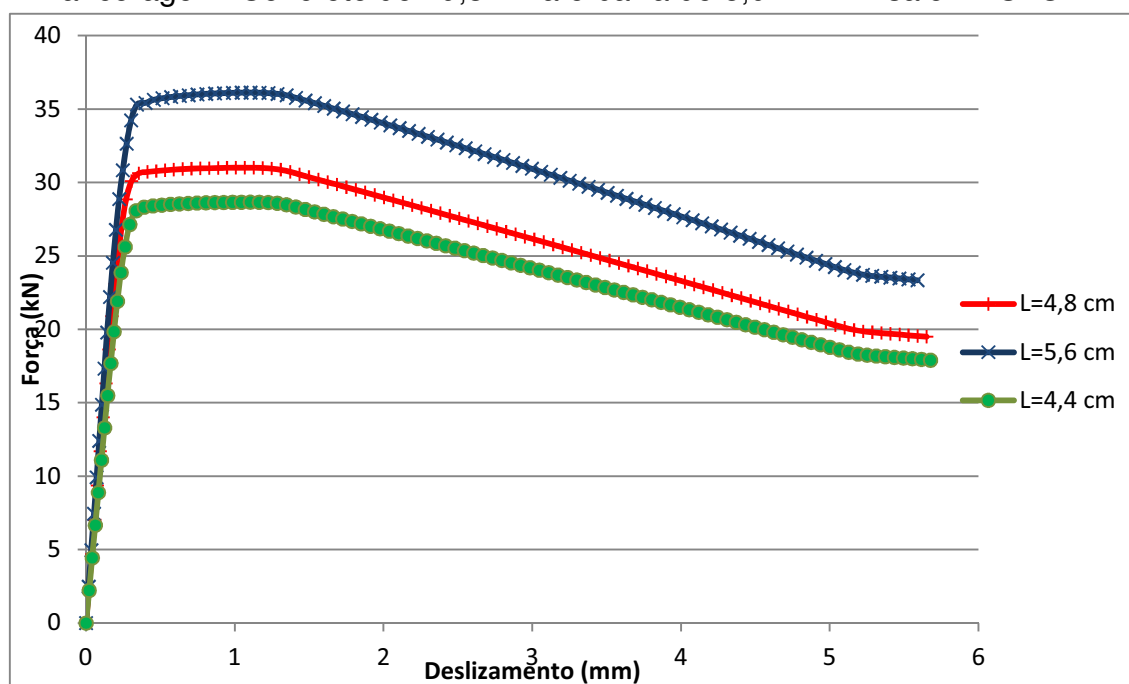
6.3.4 Variação do comprimento de ancoragem do ensaio APULOT para o Concreto T2 ($f_{ck} = 49,3$ MPa) e barra de 8,0 mm de diâmetro

Apresenta-se a seguir os resultados obtidos para o mesmo tipo de simulação, porém para o concreto de f_{ck} igual a 49,3 MPa. Com este valor de resistência à compressão do concreto, obteve na curva de correlação de Lorrain e Barbosa (2010) (Figura 12) o valor da tensão de aderência mínimo (τ_{min}) igual a 18 MPa e a tensão de aderência máximo (τ_{max}) igual a 23 MPa, com isso o comprimento de ancoragem mínimo é de $L_{min} = 5,5 \cdot \phi$ e o máximo de $L_{max} = 7,0 \cdot \phi$. Para a barra de 8,0 mm de diâmetro os valores do comprimento de ancoragem são:

- $L_{min} = 4,4$ cm
- $L = 4,8$ cm
- $L_{max} = 5,6$ cm

A Figura 69 apresenta o diagrama força x deslizamento comparando os resultados obtidos para os três comprimentos de ancoragem.

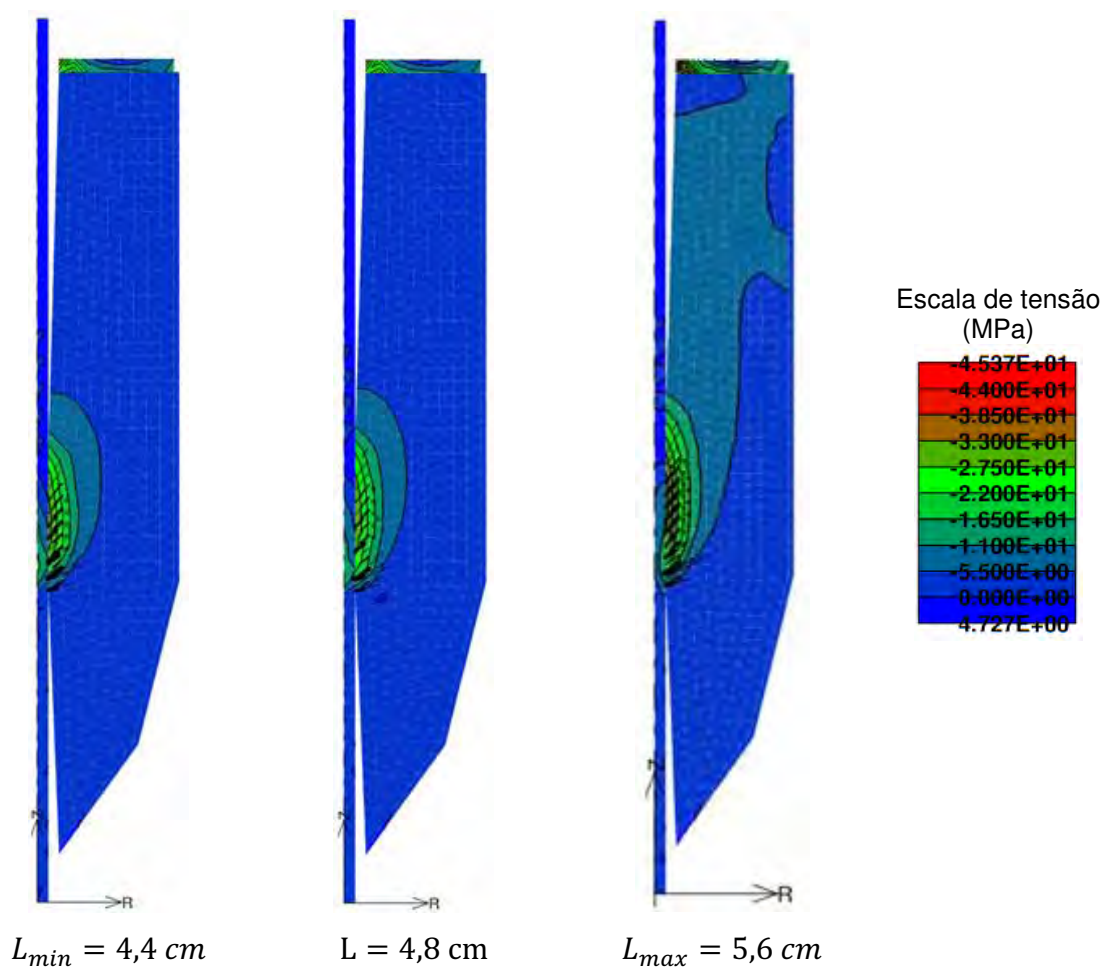
Figura 69 – Diagrama força x deslizamento. Análise da influência do comprimento de ancoragem. Concreto de 49,3 MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio APULOT.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Com o aumento do comprimento de ancoragem, houve o aumento do valor da máxima força e o conseqüente valor da tensão ultima de aderência. A Figura 70 apresenta a distribuição de tensão em cada simulação feita em função do diferente comprimento de ancoragem.

Figura 70 – Comparação da distribuição de tensões e fissuração com os diferentes comprimentos de ancoragem. Concreto $f_c = 49,3$ MPa e barra de 8,0 mm. Ensaio APULOT.



Fonte: Elaboração do próprio autor

A tensão no concreto aumentou, na carga de pico, com o aumento do comprimento de ancoragem. Isto se deve ao fato também da curva força x deslizamento ter atingido um patamar mais elevado com o aumento do comprimento de ancoragem.

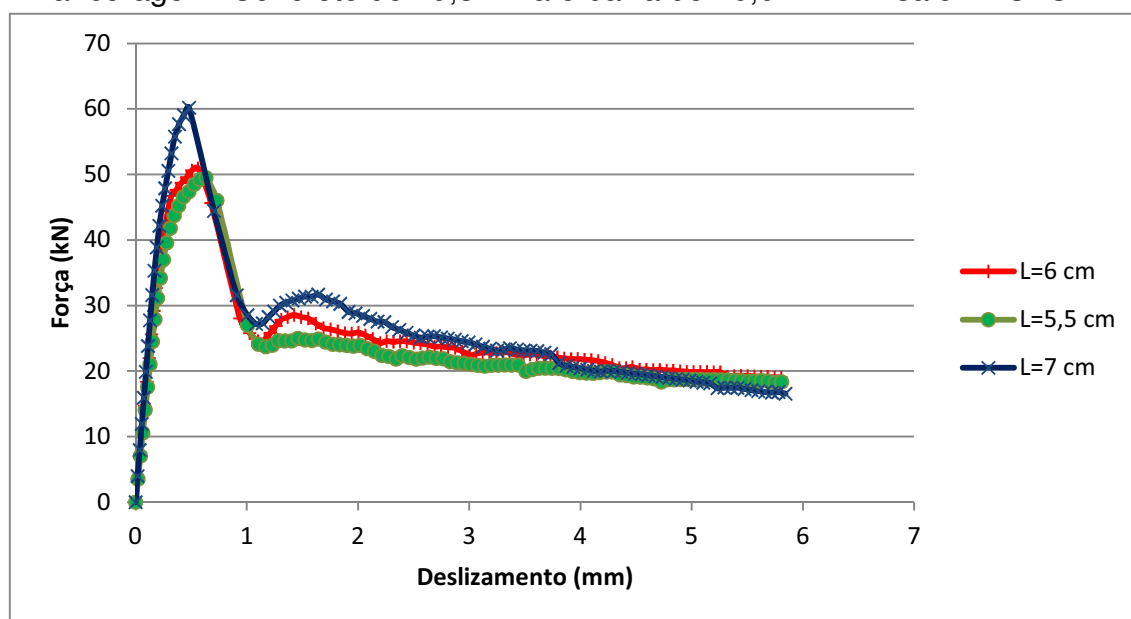
6.3.5 Variação do comprimento de ancoragem do ensaio APULOT para o Concreto T2 ($f_{ck} = 49,3$ MPa) e barra de 10,0 mm de diâmetro

Para a barra de 10,0 mm e concreto de resistência à compressão de 49,3 MPa, os comprimentos de ancoragem máximo e mínimo utilizados foram:

- $L_{min} = 5,5$ cm
- $L_{max} = 7,0$ cm

A Figura 71 apresenta o diagrama força x deslizamento comparando os resultados obtidos com o comprimento de ancoragem utilizado por Vale Silva (2010) que foi no valor de $L = 6,0$ cm.

Figura 71 – Diagrama força x deslizamento. Análise da influência do comprimento de ancoragem. Concreto de 49,3 MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio APULOT.

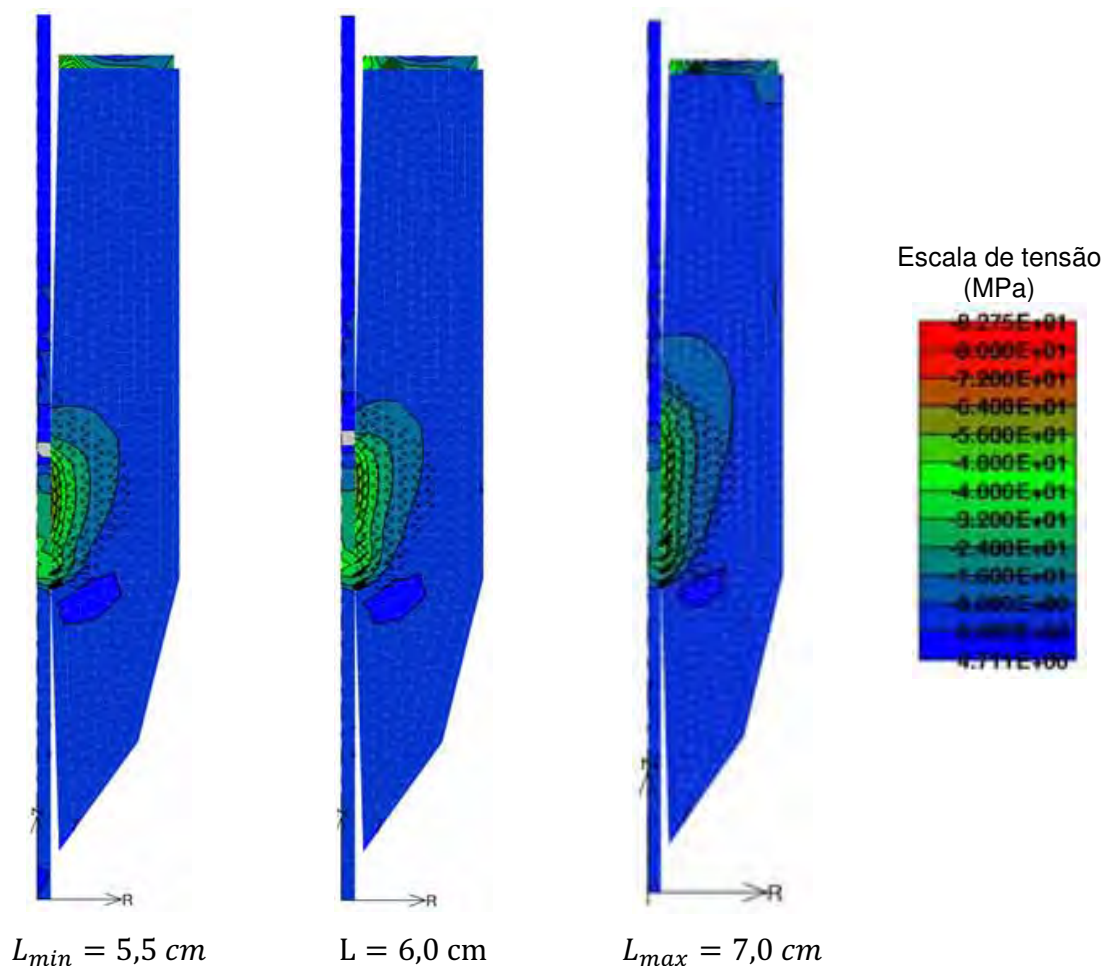


Fonte: Elaboração do próprio autor

Para a simulação com o comprimento de ancoragem mínimo ($L=5,5$ cm), o valor da força máxima ficou próximo do valor adotado anteriormente por Vale Silva (2010), porém o valor da força máxima obtida com o comprimento de ancoragem máximo ($L=7,0$ cm) foi 20% maior que o anterior ($L=6,0$ cm).

A distribuição de tensão em cada uma das três simulações é apresentada na Figura 72.

Figura 72 – Comparação da distribuição de tensões e fissuração com os diferentes comprimentos de ancoragem. Concreto $f_c = 49,3$ MPa e barra de 10,0 mm. Ensaio APULOT.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Na Figura 72, nota-se que houve a ruptura por fendilhamento do concreto nos três exemplos. Isto ocorre devido ao corpo de prova de concreto não suportar as tensões geradas durante o ensaio. Também pode-se verificar que a tensão no concreto aumenta a medida que aumenta-se o comprimento de ancoragem.

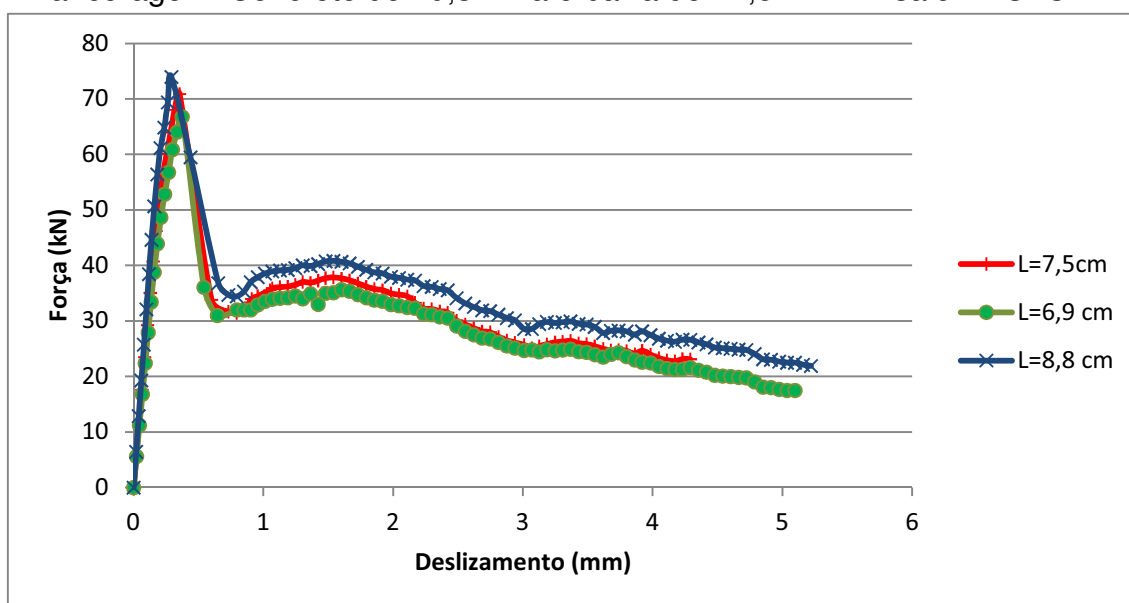
6.3.6 Variação do comprimento de ancoragem do ensaio APULOT para o Concreto T2 ($f_{ck} = 49,3$ MPa) e barra de 12,5 mm de diâmetro

Os comprimentos de ancoragem, máximo e mínimo, utilizados para a barra de 12,5 mm foram:

- $L_{min} = 6,9$ cm
- $L_{max} = 8,8$ cm

A Figura 73 apresenta o diagrama força x deslizamento comparando os resultados obtidos com o comprimento de ancoragem utilizado por Vale Silva (2010) que foi no valor de $L = 7,5$ cm.

Figura 73 – Diagrama força x deslizamento. Análise da influência do comprimento de ancoragem. Concreto de 49,3 MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio APULOT.

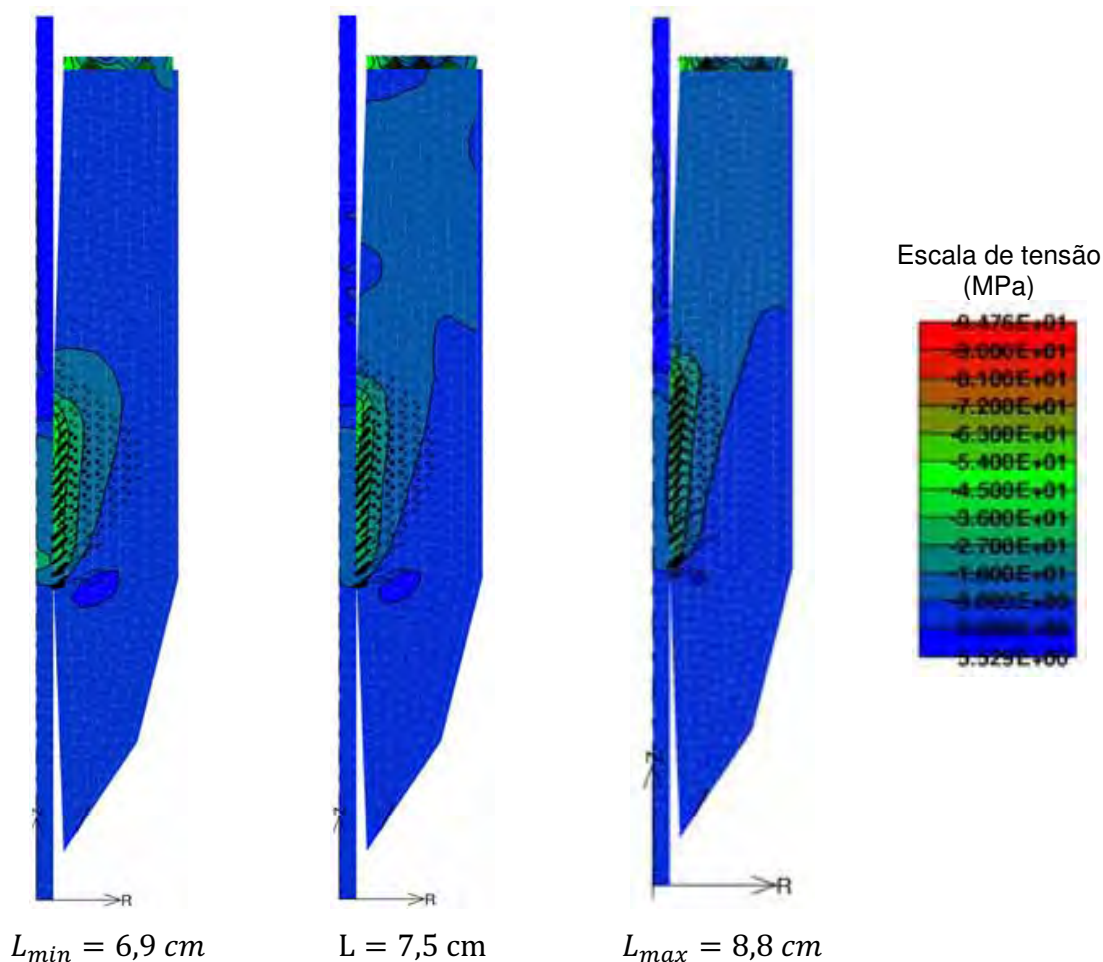


Fonte: Elaboração do próprio autor

Os valores da força máxima foram próximos para os três comprimentos de ancoragem e, também, pode-se observar na Figura 73 que houve o fendilhamento para os três exemplos.

A Figura 74 apresenta a distribuição de tensão em cada exemplo com o diferente comprimento de ancoragem.

Figura 74 – Comparação da distribuição de tensões e fissuração com os diferentes comprimentos de ancoragem. Concreto $f_c = 49,3$ MPa e barra de 12,5 mm. Ensaio APULOT.



Fonte: Elaboração do próprio autor

O modo de ruptura da aderência para os três diferentes comprimentos de ancoragem foi por fendilhamento do concreto e a tensão no concreto aumentou com o aumento do comprimento de ancoragem.

6.4 SIMULAÇÃO DOS ENSAIOS APULOT DE SOUDAIS (2011)

Soudais (2011) realizou ensaios APULOT em canteiros de obras de médio porte na cidade de Votuporanga – SP para avaliar a viabilidade deste ensaio como novo meio de controle tecnológico do concreto armado, diretamente na obra. O concreto foi colhido diretamente durante a concretagem dos elementos estruturais,

na obra, e os ensaios foram realizados no LCEC. Os dados obtidos pelo pesquisador são utilizados nesta análise numérica.

O autor realizou ensaios APULOT em três canteiros de obras distintos nos quais utilizou diversos diâmetros de barras e os comprimentos de ancoragem variaram em função da resistência do concreto em cada obra. Os dados dos ensaios de Soudais (2011) que foram utilizados nesta análise numérica estão apresentados nas Tabelas 5 a 7 para as obras “Residencial Rio Branco” (01), “São Bento” (02) e “Independência” (03), respectivamente.

Tabela 5 – Dados da obra 01 “Residencial Rio Branco” dos ensaios APULOT

Resistência à compressão do concreto aos 28 dias (MPa)	Tensão de escoamento da barra de aço (MPa)	Diâmetro da barra de aço (mm)	Comprimento de ancoragem (cm)
36,9	550	6,3	6,5

Fonte: Soudais (2011)

Tabela 6 – Dados da obra 02 “São Bento” dos ensaios APULOT

Resistência à compressão do concreto aos 28 dias (MPa)	Tensão de escoamento da barra de aço (MPa)	Diâmetro da barra de aço (mm)	Comprimento de ancoragem (cm)
30,8	550	6,3	4,5
			5,5
			7,0
		12,5	9,0
			11,5
			14,0

Fonte: Soudais (2011)

Tabela 7 – Dados da obra 03 “Independência” dos ensaios APULOT

Resistência à compressão do concreto aos 21 dias (MPa)	Tensão de escoamento da barra de aço (MPa)	Diâmetro da barra de aço (mm)	Comprimento de ancoragem (cm)
22,2	550	6,3	6,5
		8,0	8,0
		10,0	10,0
		12,5	12,5

Fonte: Soudais (2011)

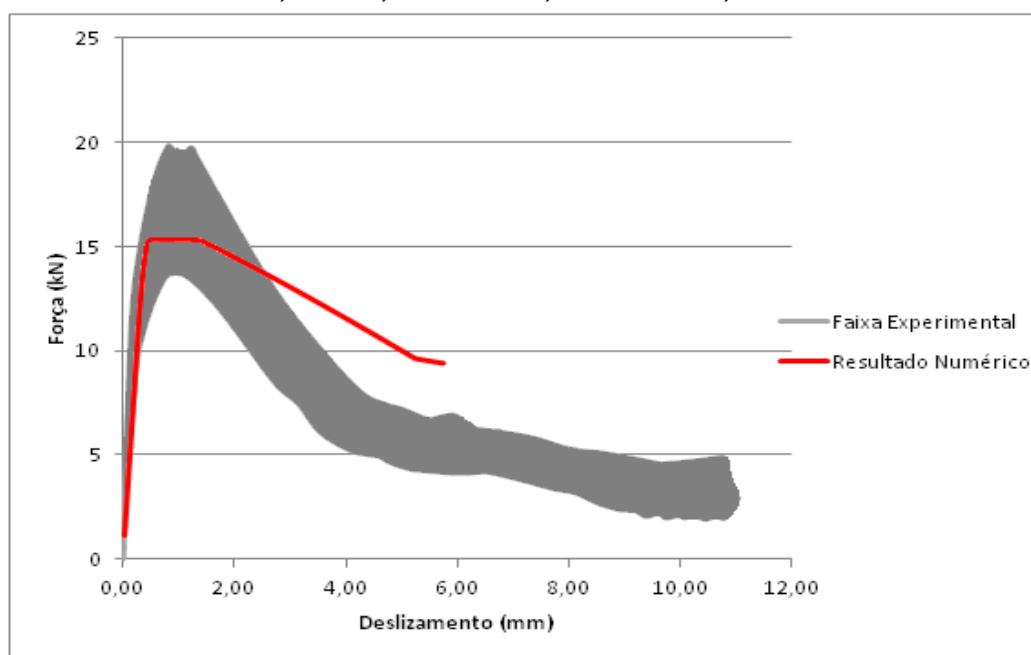
A seguir são apresentados os resultados numéricos comparados com os resultados experimentais obtidos em cada obra.

6.4.1 Simulação do ensaio APULOT: obra 01 “Residencial Rio Branco”

Nesta obra foi utilizado concreto convencional com resistência à compressão de 36,9 MPa e com barras de aço com diâmetro de 6,3 mm. Foram realizados ensaios com três comprimentos de ancoragem distintos, a saber: 5,0 cm, 6,5 cm e 8,0 cm, porém foram publicados somente os resultados referentes ao comprimento de ancoragem (L) igual a 6,5 cm devido a problemas e erros ocorridos durante os ensaios referentes aos outros comprimentos de ancoragem.

A Figura 75 apresenta o diagrama força x deslizamento comparando a faixa de resultados experimentais de Soudais (2011) com o resultado numérico.

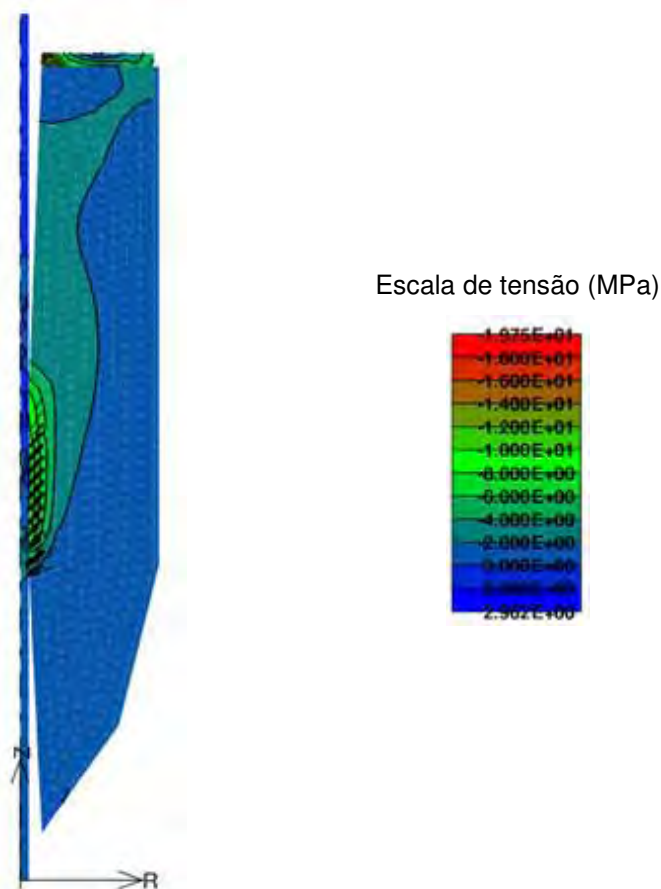
Figura 75 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 01. Concreto de 36,9 MPa, barra de 6,3 mm e $L=6,5$ cm.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Como pode ser visto na Figura 75, a curva do resultado numérico está dentro da faixa de resultados experimentais. A Figura 76 apresenta a distribuição de tensões, a fissuração e a deformada do modelo.

Figura 76 – Distribuição de tensões e fissuração. Ensaio APULOT. Obra 01.
 Concreto $f_c = 36,9$ MPa, barra de 6,3 mm e $L=6,5$ cm.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Na Figura 76 pode-se observar que a fissuração do concreto ocorreu somente na região da zona aderente e a tensão no concreto foi maior na região da zona aderente.

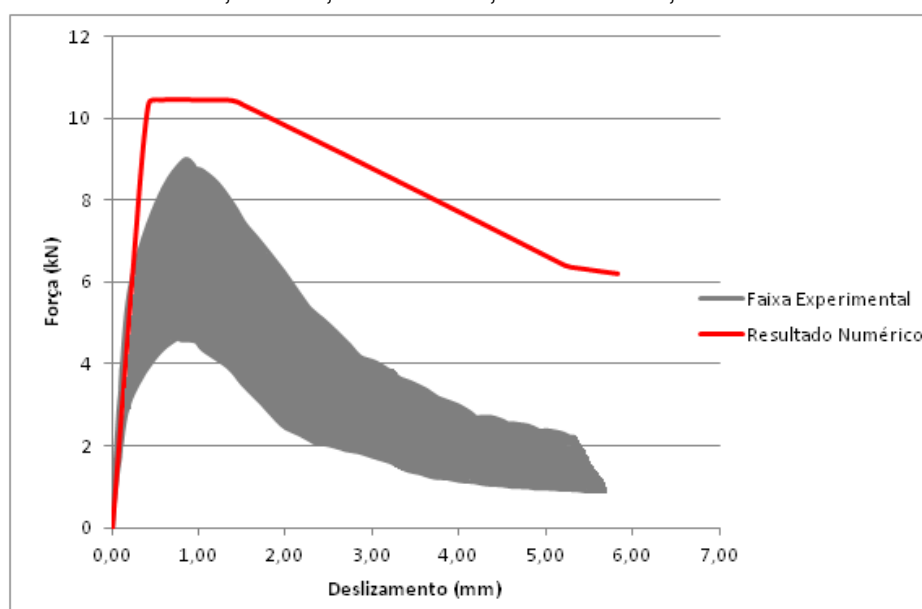
6.4.2 Simulação do ensaio APULOT: obra 02 “São Bento”

Para este ensaio, Soudais (2011) moldou os corpos de prova com concreto convencional da obra com resistência mecânica à compressão aos 28 dias igual a 30,8 MPa, dois tipos de barras com diâmetros de 6,3 mm e 12,5 mm e três distintos comprimentos de ancoragem para cada barra de aço.

Para a barra de diâmetro igual a 6,3 mm, foram utilizados os seguintes comprimentos de ancoragem: 4,5 cm, 5,5 cm e 7,0 cm. Já para a barra de 12,5 mm, utilizaram-se os comprimentos de ancoragem de: 9,0 cm, 11,5 cm e 14,0 cm.

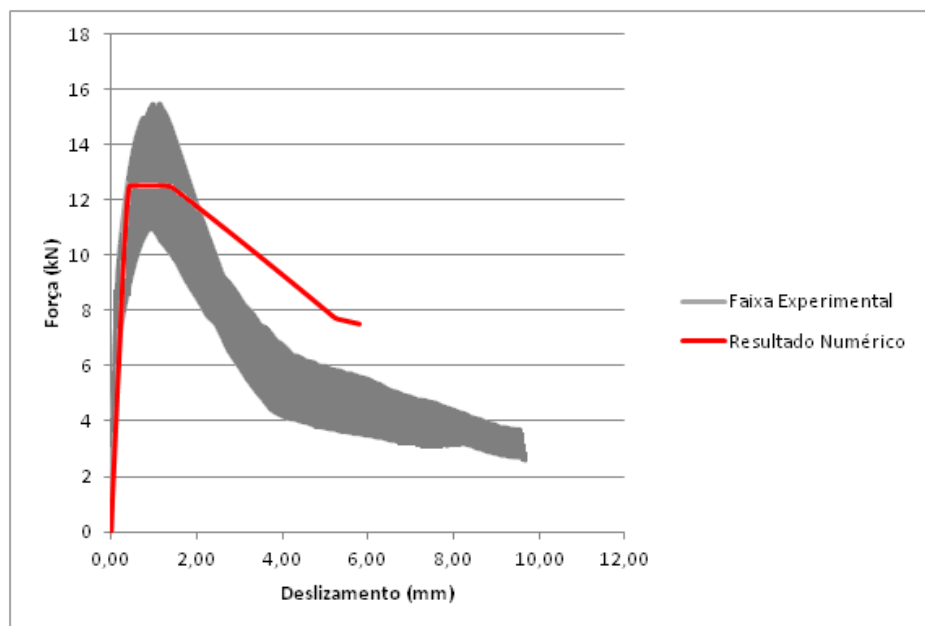
Os diagramas força x deslizamento referentes aos exemplos da barra com diâmetro igual a 6,3 mm, comparando o resultado numérico com a faixa de resultado experimentais de Soudais (2011), estão apresentados nas Figuras 77, 78 e 79 com comprimentos de ancoragem de 4,5 cm, 5,5 cm e 7,0 cm, respectivamente.

Figura 77 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 02. Concreto de 30,8 MPa, barra de 6,3 mm e $L=4,5$ cm.



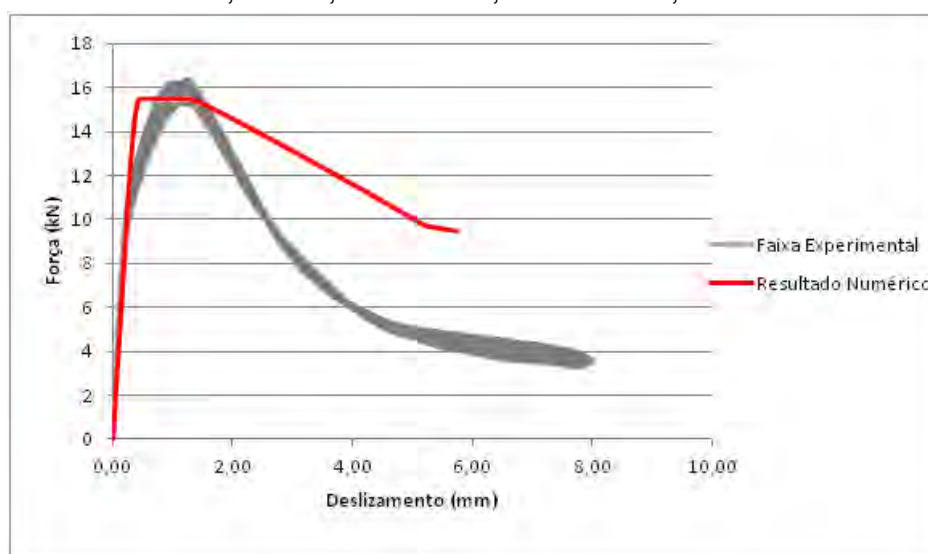
Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 78 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 02. Concreto de 30,8 MPa, barra de 6,3 mm e L=5,5 cm.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 79 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 02. Concreto de 30,8 MPa, barra de 6,3 mm e L=7,0 cm.



Fonte: Elaboração do próprio autor

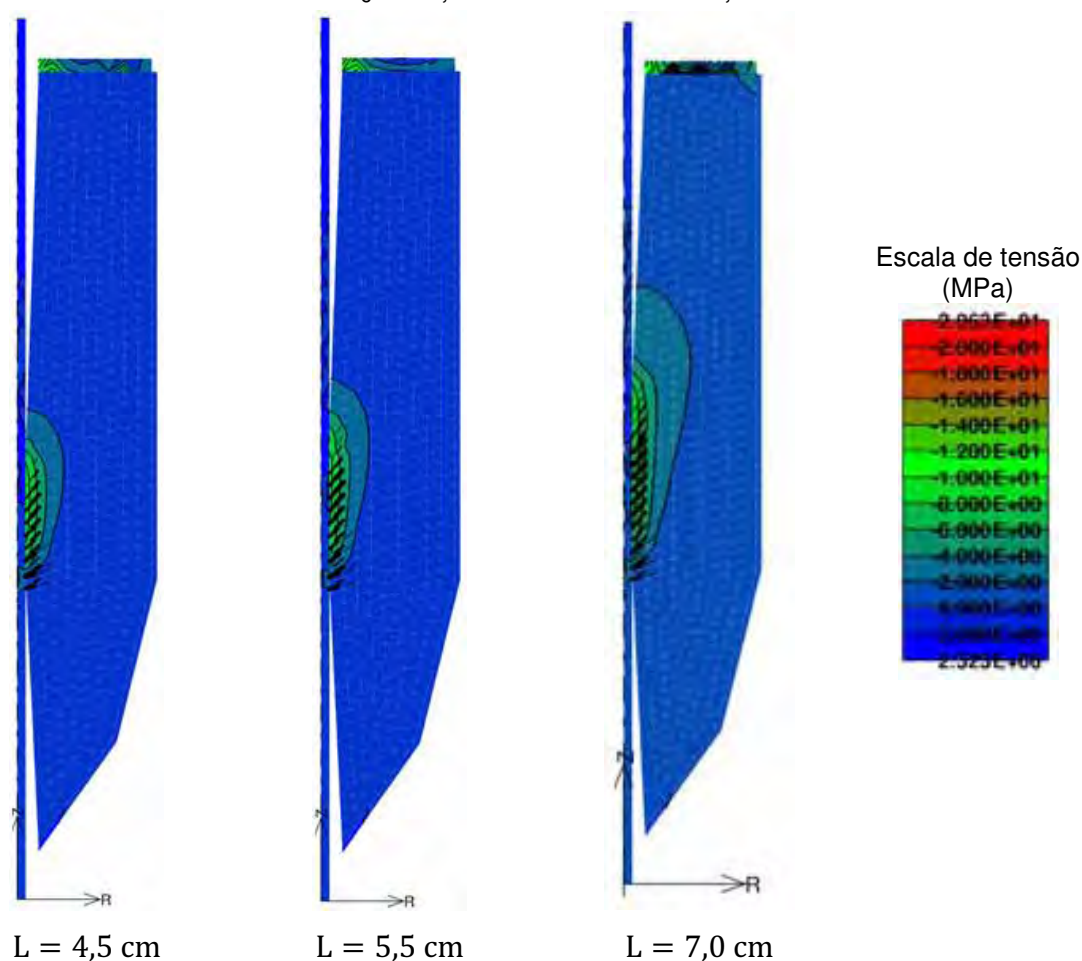
Na Figura 77, para o resultado numérico, o valor máximo da força ficou acima da faixa de resultados experimentais. Este fato pode ter ocorrido devido às falhas experimentais citadas por Soudais (2011) durante a execução do ensaio, como pelo valor incorreto do próprio comprimento de ancoragem adotado. Porém as curvas dos

resultados numéricos para os comprimentos de ancoragem de 5,5 cm (Figura 78) e de 7,0 cm (Figura 79) estão próximos da faixa de resultados experimentais.

Soudais (2011) relata que ocorreram alguns imprevistos durante a concretagem do corpo de prova tais como a ausência do suporte metálico para armazenamento das garrafas concretadas em obra e a falta de cuidado no adensamento e no acabamento dos corpos de prova, fatos estes que influenciaram no resultado experimental obtido.

A distribuição de tensões e a fissuração para os três exemplos com distintos comprimentos de ancoragem para a barra de 6,3 mm são apresentados na Figura 80.

Figura 80 – Distribuição de tensões e fissuração. Ensaio APULOT. Obra 02.
Concreto $f_c = 30,8$ MPa e barra de 6,3 mm.

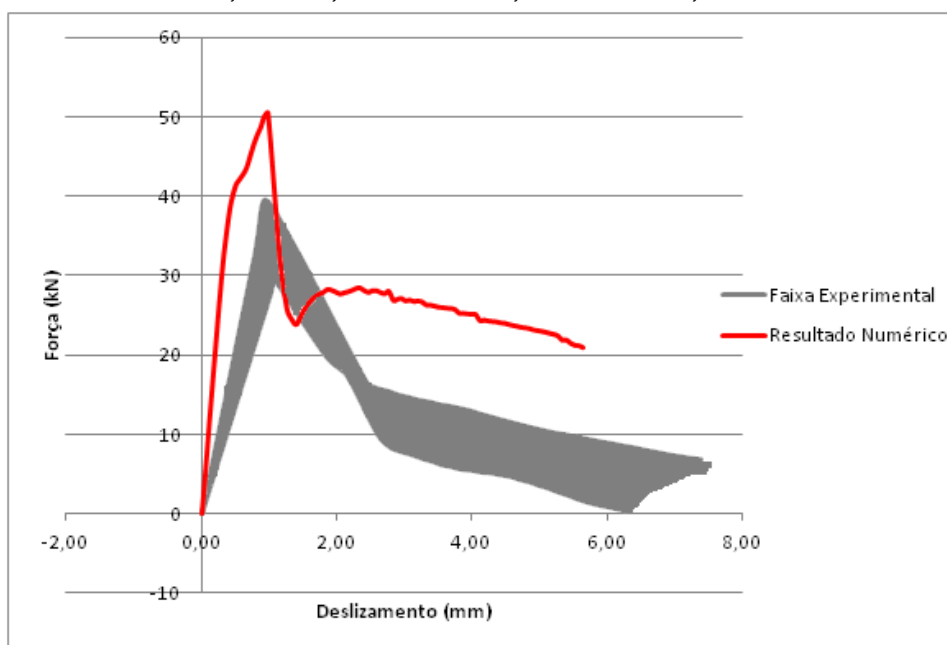


Fonte: Elaboração do próprio autor

Observa-se na Figura 80 que, com o aumento do comprimento de ancoragem, há um aumento na tensão do concreto, efeito também notado para os exemplos de Vale Silva (2010).

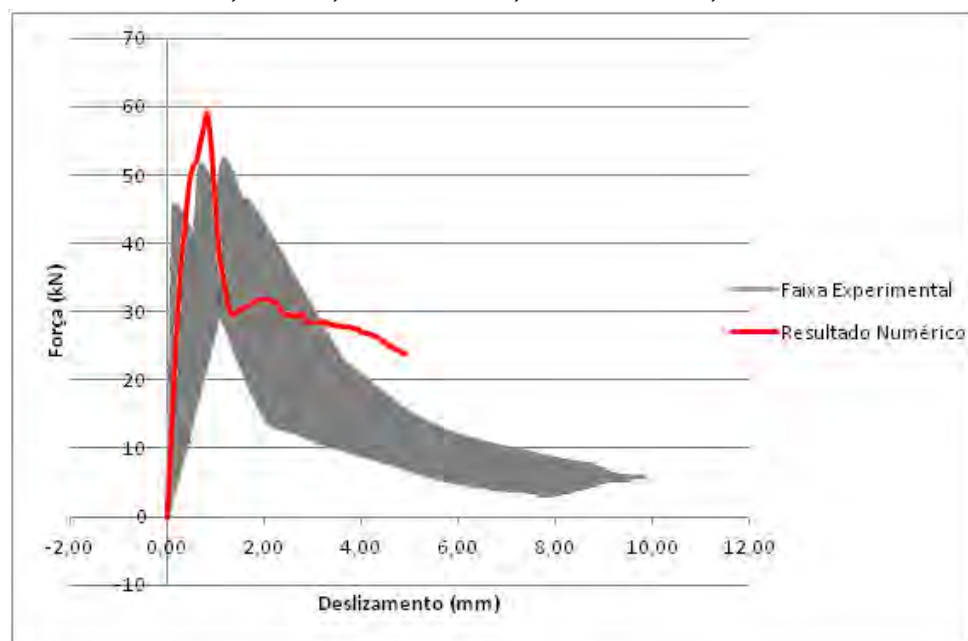
Para a barra de 12,5 mm de diâmetro, os diagramas força x deslizamento são apresentados para os comprimentos de ancoragem de 9,0 cm, 11,5 cm e 14,0 cm nas Figuras 81, 82 e 83 respectivamente, comparando o resultado numérico com a faixa de resultados experimentais.

Figura 81 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 02. Concreto de 30,8 MPa, barra de 12,5 mm e L=9,0 cm.



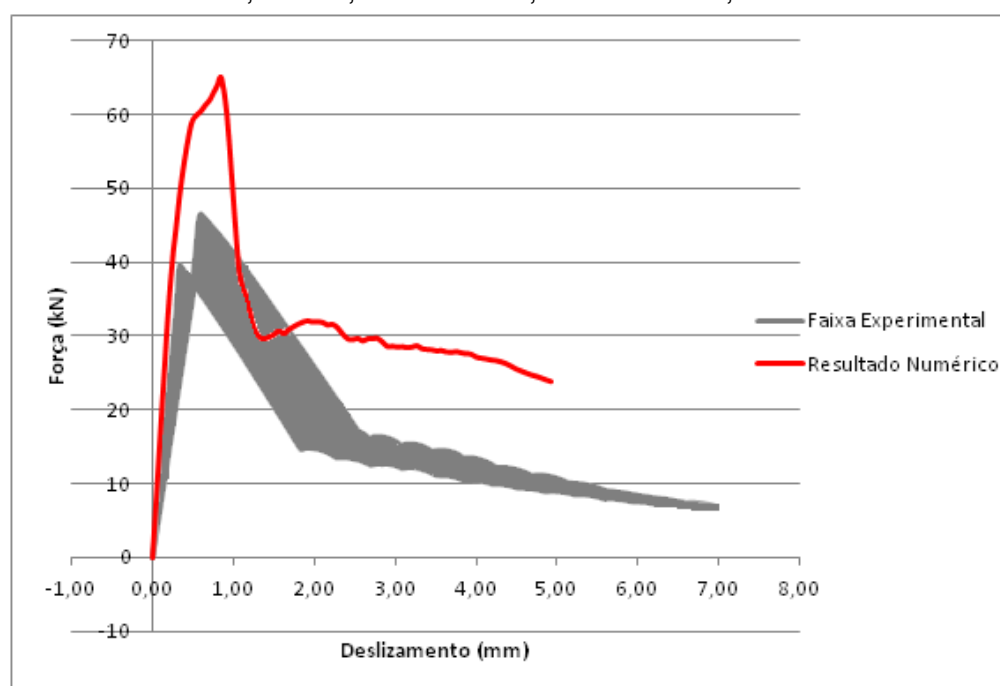
Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 82 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 02. Concreto de 30,8 MPa, barra de 12,5 mm e L=11,5 cm.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 83 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 02. Concreto de 30,8 MPa, barra de 12,5 mm e L=14,0 cm.

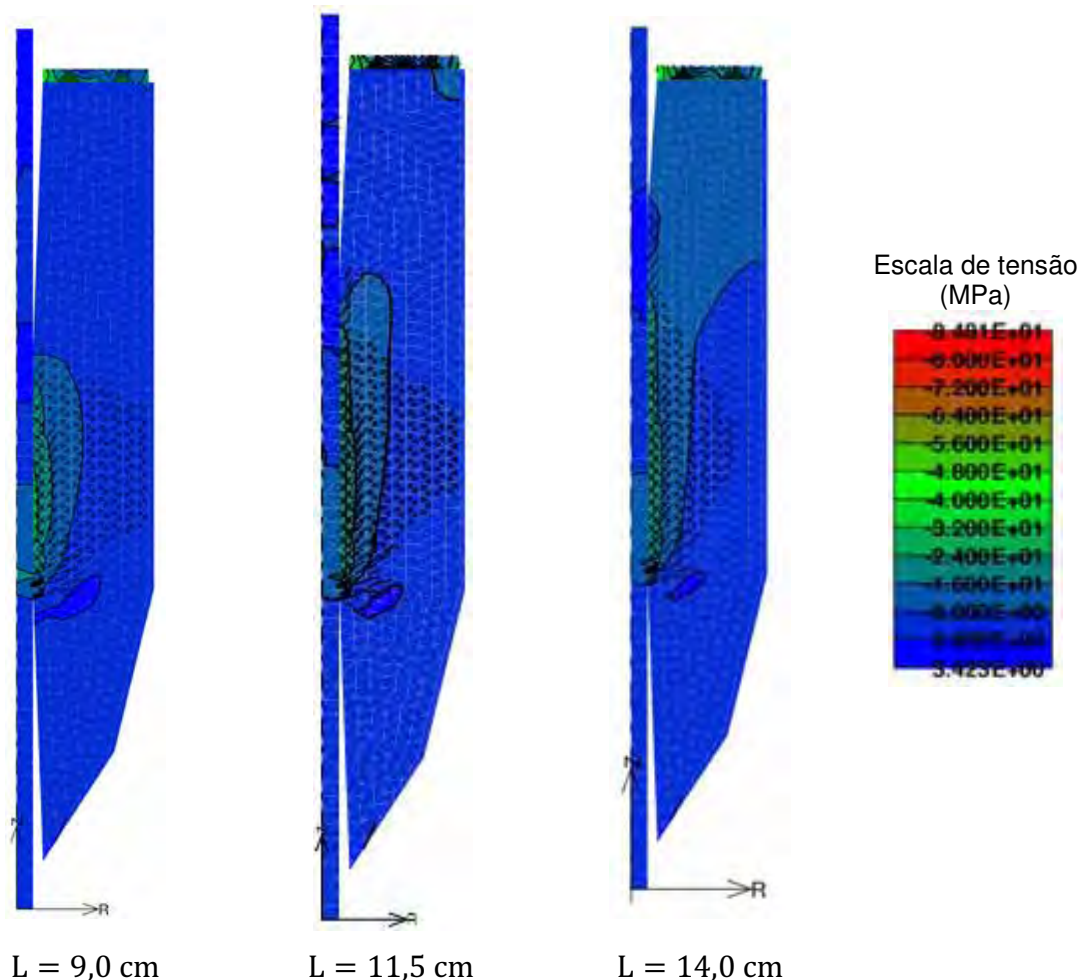


Fonte: Elaboração do próprio autor

Nas figuras acima, nota-se que houve ruptura da aderência por fendilhamento nos três exemplos experimentais e no modelo numérico, porém o resultado numérico atingiu a carga máxima superior à faixa de resultados experimentais. Esta diferença entre os resultados numéricos e experimentais ocorreu devido aos problemas experimentais, descritos anteriormente, que foram relatados por Soudais (2011).

A Figura 84 apresenta a distribuição de tensões e a fissuração para os três exemplos com distintos comprimentos de ancoragem para a barra de 12,5 mm.

Figura 84 – Distribuição de tensões e fissuração. Ensaio APULOT. Obra 02.
Concreto $f_c = 30,8$ MPa e barra de 12,5 mm.



Fonte: Elaboração do próprio autor

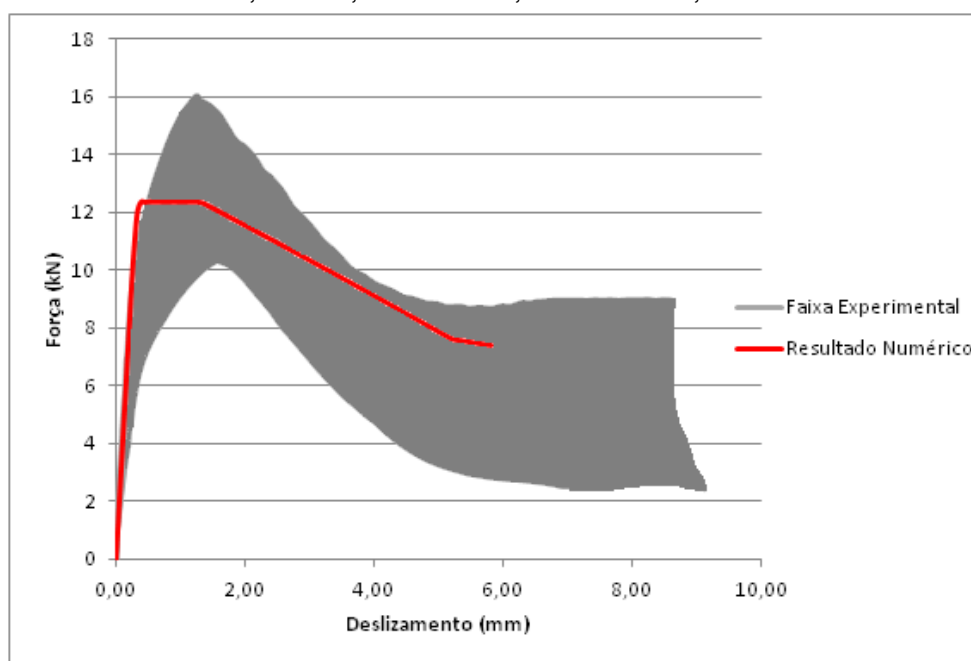
Na Figura 84, nota-se que houve a fissuração do concreto nos três exemplos com distintos comprimentos de ancoragem quando atingiu o valor da tensão última de aderência.

6.4.3 Simulação do ensaio APULOT: obra 03 “Independência”

Nesta obra, Soudais (2011) realizou ensaios APULOT aos 21 dias após a moldagem utilizando concreto convencional com resistência mecânica à compressão aos 21 dias de 22,2 MPa e quatro distintos diâmetros de barras: 6,3 mm, 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm. Os comprimentos de ancoragem (L) foram de 6,5 cm, 8,0 cm, 10,0 cm e 12,5 cm, respectivamente.

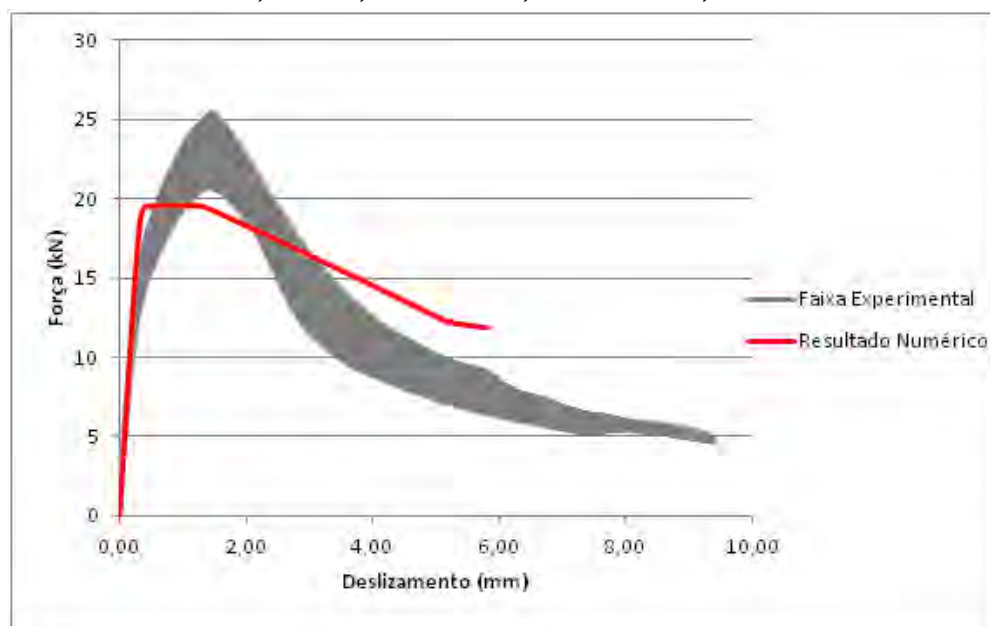
Os diagramas força x deslizamento que comparam o resultado numérico com a faixa de resultado experimentais de Soudais (2011) estão apresentados nas Figuras 85 a 88, e se referem aos exemplos das barras com diâmetros igual a 6,3 mm, 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm, respectivamente.

Figura 85 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 03. Concreto de 22,2 MPa, barra de 6,3 mm e L=6,5 cm.



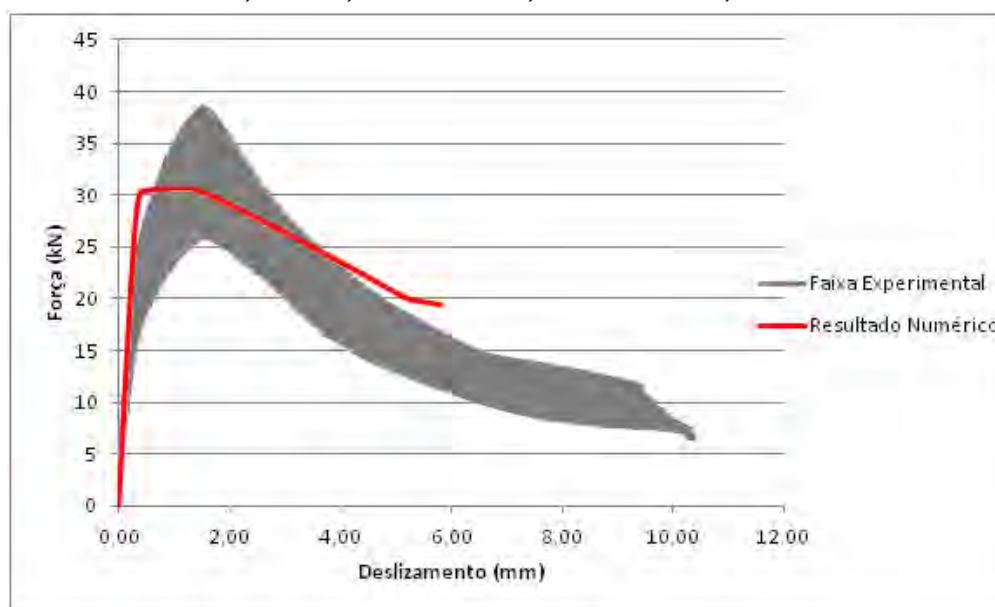
Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 86 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 03. Concreto de 22,2 MPa, barra de 8,0 mm e L=8,0 cm.



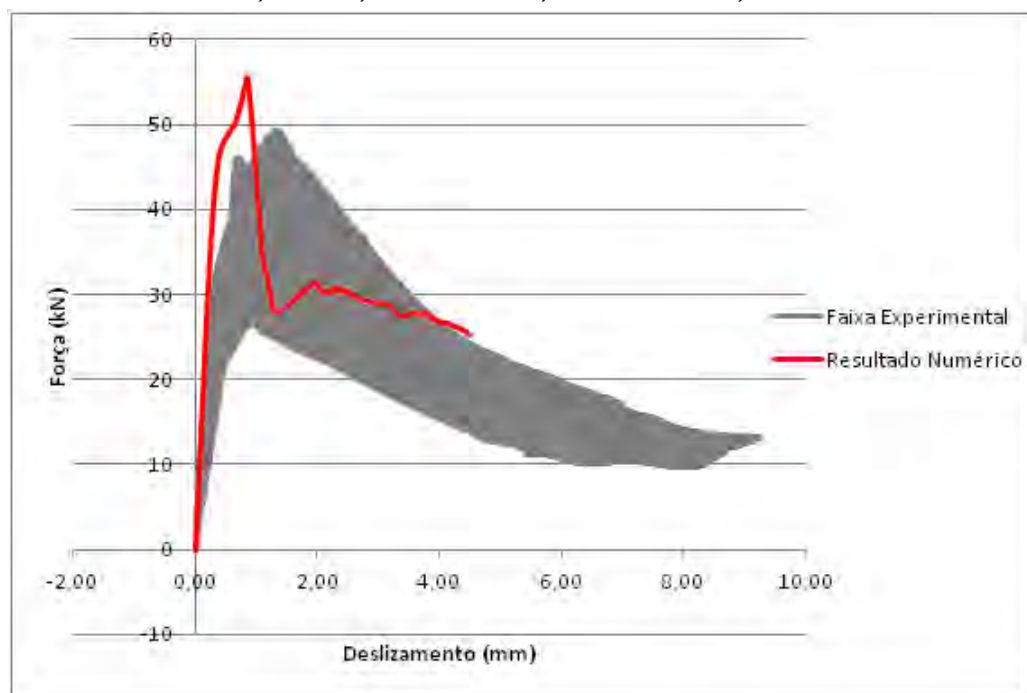
Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 87 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 03. Concreto de 22,2 MPa, barra de 10,0 mm e L=10,0 cm.



Fonte: Elaboração do próprio autor

Figura 88 – Diagrama força x deslizamento. Ensaio APULOT. Obra 03. Concreto de 22,2 MPa, barra de 12,5 mm e L=12,5 cm.



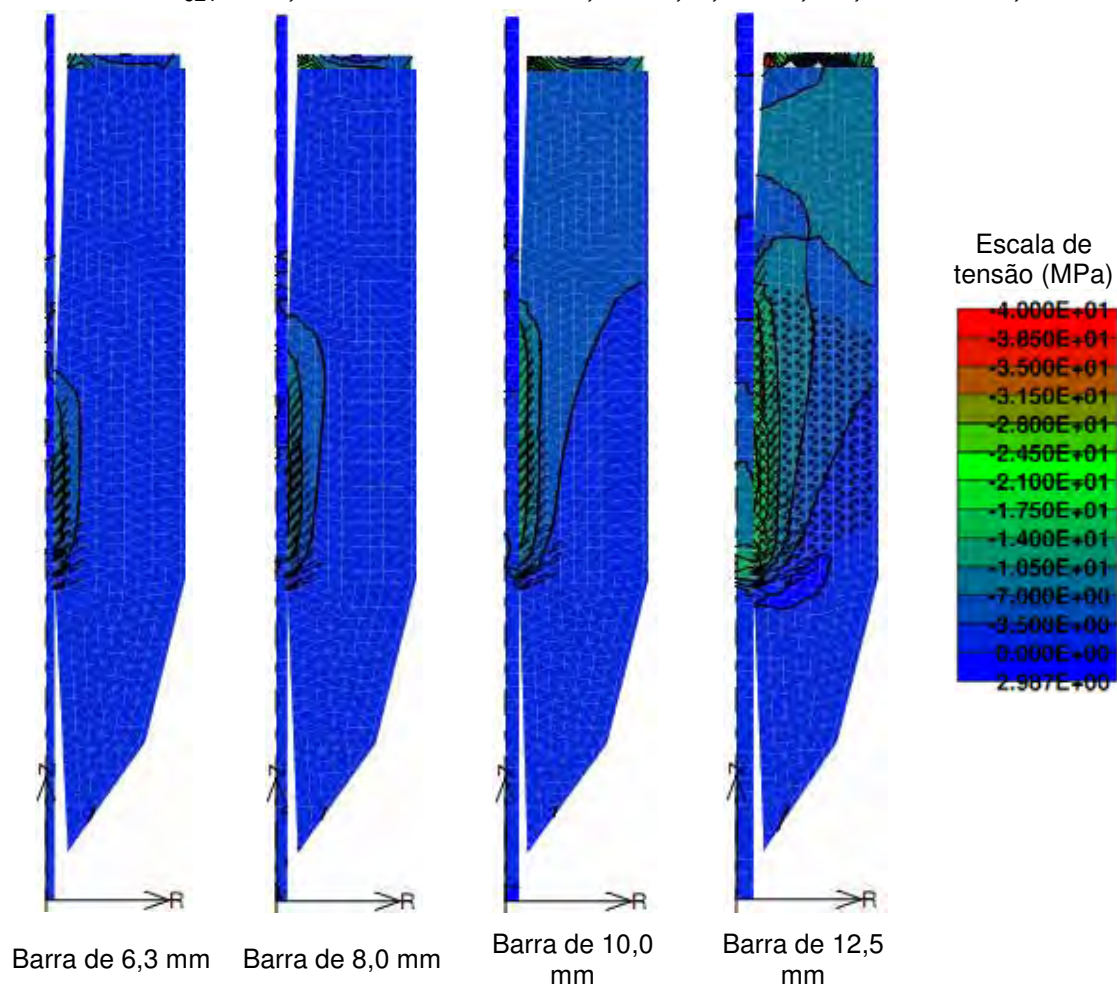
Fonte: Elaboração do próprio autor

Pode-se observar nas figuras acima, que houve ruptura por deslizamento das armaduras para as barras de 6,3 mm, 8,0 mm e 10,0 mm enquanto que, a ruptura se deu por fendilhamento do concreto para a barra de 12,5 mm. Estes modos de ruptura foram constatados tanto no resultado experimental como no resultado numérico, comprovando que o esquema numérico utilizado é válido para captar estes dois tipos de modo de ruptura nos ensaios de aderência.

Para as barras de 6,3 mm e 10,0 mm (Figuras 85 e 87), a curva do resultado numérico está dentro da faixa de resultados experimentais, enquanto o pico da curva numérica da barra de 8,0 mm (Figura 86) ficou aquém da faixa experimental. Já para a barra de 12,5 mm, a tensão última de aderência do resultado numérico atingiu um valor superior ao resultado experimental.

As distribuições de tensões e a fissuração para os quatro exemplos de distintos diâmetros de barras são apresentados na Figura 89.

Figura 89 – Distribuição de tensões e fissuração. Ensaio APULOT. Obra 03. Concreto $f_{c21} = 22,2$ MPa e barras de 6,3 mm, 8,0 mm, 10,0 mm e 12,5 mm.



Fonte: Elaboração do próprio autor

A tensão no concreto foi maior com o aumento do diâmetro da barra e, conseqüentemente, o comprimento de ancoragem correspondente. Para a barra de 12,5 mm de diâmetro, nota-se que o concreto fendilhou, enquanto que, para as demais barras, a fissuração do concreto ocorreu somente na zona aderente.



CONCLUSÕES

Este capítulo apresenta as conclusões do trabalho de pesquisa realizado assim como algumas sugestões para a continuidade da mesma no tangente ao estudo de aderência aço-concreto e no estudo do ensaio APULOT como possível controle tecnológico do concreto armado.

Os resultados numéricos foram comparados com os resultados experimentais, tanto do ensaio *pull-out* como do ensaio APULOT, de dois distintos trabalhos presentes na bibliografia, Vale Silva (2010) e Soudais (2011). Com os resultados obtidos, pode-se verificar que os resultados numéricos ficaram muito próximos dos resultados experimentais, em ambos os casos. Os valores da tensão última de aderência dos resultados numéricos representados pelo valor máximo da curva nos diagramas de força x deslizamento ficaram dentro ou próximos da faixa de resultados experimentais.

O código de cálculo utilizado, ATENA, permitiu simular os ensaios de aderência *pull-out* e APULOT e reproduzir os diferentes tipos de falha da aderência (deslizamento e fendilhamento).

Para os exemplos que o modo de ruptura se deu por deslizamento da barra de aço, verificou-se que a fissuração do concreto ocorreu somente na região aderente do concreto com a barra de aço, o que está de acordo com a literatura. Já para os exemplos que romperam por fendilhamento do concreto, as fissuras se propagaram pelo concreto, fendilhando-o.

Nos ensaios de arrancamento direto (*pull-out*) e nos ensaios APULOT observou-se que o aumento do diâmetro da barra para o concreto de mesma

resistência mecânica, resultou em um aumento das tensões no concreto na região da zona aderente.

Comparando os resultados da aderência das barras de aço de mesmo diâmetro e concretos com a resistência à compressão distintos, nota-se um aumento na tensão do concreto com o aumento da resistência à compressão deste, efeito observado em ambos os ensaios: *pull-out* e APULOT.

Para todos os ensaios *pull-out* realizados por Vale Silva (2010), o tipo de ruptura foi por deslizamento da barra de aço em relação ao concreto. Nos ensaios APULOT, a ruptura para a barra de 8,0 mm também foi por deslizamento, enquanto que, para as barras de 10,0 mm e 12,5 mm, o modo de ruptura da aderência aconteceu por fendilhamento, independente da resistência mecânica do concreto estudada. Isto ocorre, pois o cobrimento de concreto em torno da barra é maior no ensaio *pull-out* que no ensaio APULOT, onde a geometria do modelo contribui para distribuir melhor as tensões geradas durante o ensaio.

No estudo realizado variando o comprimento de ancoragem do ensaio APULOT entre os valores de máximo e mínimo de acordo com a curva de correlação de Lorrain e Barbosa (2008), o valor da tensão última de aderência e a distribuição de tensões no concreto aumentaram com o aumento do comprimento de ancoragem. Este fato acontece, pois, com o aumento da superfície de contato entre a barra de aço e o concreto, há a necessidade de uma maior força para romper a ligação entre estes dois materiais. Notou-se também que o tipo de ruptura da aderência foi o mesmo, independente da variação do comprimento de ancoragem entre os valores de máximo e mínimo.

Quanto ao estudo realizado para avaliar a influência do módulo de elasticidade da garrafa PET utilizada no ensaio APULOT, notou-se que não há influência de maneira notável nos resultados obtidos.

Nos exemplos referentes aos ensaios APULOT de Soudais (2011), verificou-se a compatibilização dos resultados obtidos na distribuição de tensões com os resultados obtidos para os ensaios de Vale Silva (2010), concluindo que é possível realizar o ensaio APULOT em canteiros de obras e obter resultados próximos aos resultados dos ensaios realizados unicamente em laboratório.

Este estudo numérico possibilitou verificar que é possível utilizar o ensaio APULOT como controle tecnológico do concreto em obras, porém com algumas restrições. Observou-se que o modo de ruptura da aderência se deu por deslizamento para as barras de aço de diâmetro de 6,3 mm e 8,0 mm, independente da resistência do concreto. Entretanto, para barras de aço de 10,0 mm e 12,5 mm de diâmetro a ruptura se deu por fendilhamento. Esta comprovação numérica reforça os resultados experimentais de Vale Silva (2010)

A seguir, são apresentadas algumas sugestões para a continuidade desta pesquisa que possam ser realizadas de modo a contribuir para o estudo do fenômeno da aderência aço-concreto e para a possível validação do ensaio APULOT:

- Variar as características geométricas da garrafa PET de modo a obter uma relação entre o diâmetro da barra de aço e o diâmetro da garrafa para que haja ruptura por deslizamento para qualquer diâmetro de barra;
- Estudar experimentalmente o efeito das garrafas PET com distintos módulos de elasticidade para comprovar os resultados obtidos numericamente;
- Analisar outros comprimentos de ancoragem de forma a obter uma relação entre o diâmetro da barra de aço e o comprimento de ancoragem, mantendo fixo o diâmetro da garrafa PET, e assim obter o valor do comprimento de ancoragem máximo para cada diâmetro de barra para que haja a ruptura por deslizamento.
- Simular numericamente outros tipos de ensaios de arrancamento e comparar os resultados com os resultados obtidos nesta pesquisa para correlacionar os parâmetros de diferentes metodologias de ensaio.
- Estudar numericamente a influência dos demais fatores que influenciam na aderência aço-concreto no ensaio APULOT.
- Realizar mais estudos experimentais em canteiros de obras com posterior análise numérica.

REFERÊNCIAS

- ABRAMS, D. A. **Tests of bond between concrete and steel**: engineering experiment station. Illinois: University of Illinois Bulletin, 1913. 248 p.
- ACI COMMITTEE 408. Abstract of: State-of-the-art-report: bond under cyclic loads. **ACI Materials Journal**, Farmington Hills, v. 88, n. 6, p. 669-73, Nov./Dec. 1991.
- ÅKESSON, M. **Fracture mechanics analysis of the transmission zone in prestressed hollow core slabs**. 1993. Licentiate Thesis. Division of Concrete Structures, Chalmers University of Technology, Göteborg, 1993. (Publication 93:5)
- ALMEIDA FILHO, F. M. **Contribuição ao estudo da aderência entre barras de aço e concreto auto-adensável**. 2006. 291 f. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2006.
- ALMEIDA FILHO, F. M.; EL DEBS, M. K; EL DEBS A. L. H. C. Bond-slip behavior of self-compacting concrete and vibrated concrete using pull-out and beam tests. **Materials and Structures Journal**, Detroit, v. 41, n. 6, p. 1073-1089, 2008.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM C234**: standard test method for comparing concretes on the basis of the bond developed with reinforced steel. Philadelphia, 1991. 5 p.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6118**: projeto de estruturas de concreto - procedimento. Rio de Janeiro, 2003. 221 p.
- BARBOSA, M. P. **Uma contribuição experimental e numérica sobre estruturas de concreto armado de elevado desempenho**: estudo da aderência ancoragem e o comportamento de vigas fletidas. 1998. 174 f. Tese (Livre Docência) – Faculdade de Engenharia, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 1998.
- BARBOSA, M. T. G.; MARTINS, P. C. R. Comportamento conjunto dos materiais: aderência aço-concreto. In: SANCHEZ FILHO, E. S. (Org.). **Nova normalização brasileira para o concreto estrutural**. Rio de Janeiro: Interciência, 1999. Cap. 4.
- BARBOSA, M. T. G. **Avaliação do comportamento da aderência em concretos com diferentes classes de resistência**. 2002. 203 f. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) – Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-graduação e Pesquisa de Engenharia, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2002.
- BARBOSA, M. T. G. et al. J., Analysis of the relative rib area of reinforcing bars pull out tests. **Materials Research**, São Carlos, v. 11, n. 4, p. 453-457, 2008.

BARBOSA, M. T. G.; SANTOS, W. J. Estudo da aderência aço-concreto. In: CONGRESSO BRASILEIRO DO CONCRETO, 51., 2009, Curitiba. **Anais...** Curitiba: IBRACON, 2009. 1 CD- ROM.

BAZANT, Z. P; OH, B. H. Crack band theory for fracture of concrete. **Materials and Structures**, Dordrecht, v. 16, p. 155-177, 1983.

CAETANO, L. F. **Estudo do comportamento da aderência de elementos de concreto armado em condições extremas**. 2008. 178 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2008.

CERVENKA, V. et al. Mesh sensitivity effects in smeared finite element analysis of concrete fracture. In: WITTMANN, F. H. (Ed.). **Proceedings of FRAMCOS2**. Zurich: Aedificatio, 1995. v. 2, p. 1387-1396.

CERVENKA, V.; JENDELE, L.; CERVENKA, J. **ATENA Program Documentation**. Prague: Cervenka Consulting, 2011. Part 1.

CHEN, G.; BAKER, G. Influence of bond slip on crack spacing in numerical modeling of reinforced concrete. **Journal of Structural Engineering**, Reston, v. 129, n. 11, p. 1514-1521, Nov. 2003.

CHOI, O. C.; LEE, W. S. Interfacial bond analysis of deformed bars to concrete. **ACI Structural Journal**, Farmington Hills, v. 99, n. 6, p. 750-756, Nov.\Dec. 2002.

CLARK, A. P. Bond of concrete reinforcing bars. **ACI Journal Proceedings**, Farmington Hills, v. 46, p. 161-184, Nov. 1949.

COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON. **RILEM/CEB/FIP RC6**: bond test for reinforcing steel - 1 - pull-out test. Paris: CEB, 1983. 3 p.

COX, J. V. **Development of a plasticity bond model for reinforced concrete**: theory and validation for monotonic applications. Port Hueneme: Naval Facilities Engineering Service Centre, 1994. (Technical Report, TR-2036-SHR).

COX, J. V.; HERMANN, L. R. Development of a plasticity bond model for steel reinforced. **Mechanics of Cohesive-Frictional Materials**, Chinchester, v. 3, p. 155 - 180, 1998.

DAOUD, A.; LORRAIN, M. Influence de la position des armatures sur l'adhérence des bétons autoplaçants: interpretation para analyse d'image. **Materials and Structures**, Dordrecht, v. 36, p. 231-237, May 2003.

DARWIN, D. et al. Development length criteria for conventional and high relative rib area reinforcing bars. **ACI Structural Journal**, Farmington Hills, v. 93, n. 3, p. 709-720, Nov. 1992.

DE BORST, R. **Non-linear analysis of frictional materials**. Thesis (Ph.D.) - Delft University of Technology, Delft, 1986.

DÉSIR, J. M. **Interface aço-concreto**: reformulando os modelos constitutivos e numéricos. 1998. Tese (Doutorado em Engenharia) - Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 1998.

DUCATTI, V. A. **Concreto de levado desempenho**: estudo da aderência com a armadura. 1993. 259 f. Tese (Doutorado em Engenharia) - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 1993.

DUMÊT, T. B. **Aderência de cordoalhas em concretos de alta resistência com e sem fibras de aço**. 2003. 330 f. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2003.

FEENSTRA, P. H. **Computational aspects of bi-axial stress in plain and reinforced concrete**. 1993. Thesis (Ph.D.) - Delft University of Technology, Delft, 1993.

FERGUSON, P. M. Bond stress: the state of the art. **Journal of the ACI**, Farmington Hills, v. 63, n. 1, p. 1161-1190, 1966.

FERGUSON, P. M.; TURPIN, R. D.; THOMPSON, J. N. Minimum bar spacing as a function of bond and shear strength. **ACI Journal Proceedings**, Farmington Hills, v. 50, p. 869-887, June 1954.

FERNANDES, R. M. **A influência das ações repetidas na aderência aço-concreto**. 2000. 155 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2000.

FEDERATION INTERNATIONALE DU BETON – FIB. **Bond of reinforcement in concrete**. Lausanne, 2000. (Bulletin d'Information, n. 10)

FRANÇA, H. V. **Aderência aço-concreto**: uma análise do comportamento do concreto fabricado com resíduos de borracha. 2004. 144 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia)- Faculdade de Engenharia, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2004.

FRANÇA, V. H.; BARBOSA, M. P. Análise da aderência aço-concreto com incorporação de resíduos de pneus. **Ibracon Structural Journal**. São Paulo, v. 1, n. 1, p. 37-46, 2005.

FUSCO, P. B. **Técnica de armar as estruturas de concreto**. São Paulo: PINI, 1995. 265 p.

GOTO, Y. Cracks formed in concrete around deformed tension bars. **ACI Journal Proceedings**, Farmington Hills, v. 68, n. 4, p. 244-251, 1971.

HAMOUINE, A. ; LORRAIN, M. Etude de la résistance à l'arrachement de barres enrobées dans du béton de hautes performances. **Materials and Structures**, Dordrecht, n. 28, p. 569-574, 1995.

HORDIJK, D. A. **Local approach to fatigue of concrete**. Doctor dissertation - Delft University of Technology, Delft, 1991.

JENDELE, L.; CERVENKA, J. Bond slip in modeling of RC structures for engineering practice. In: TOPPING, B. H. V.; SOARES, M. **Computational concrete structures technology**. Edinburgh: Civil-Comp Press, 2004. 18 p.

LEONHARDT, F.; MOMMIG, E. **Construções de concreto**. Rio de Janeiro: Interciência, 1979. 6 v.

LI, N., MAEKAWA, L., OKAMURA, H. Contact density model for stress transfer across cracks in concrete. **Journal of the Faculty of Engineering**, Tokyo, v. 40, n. 1, p. 9-52, 1989.

LORRAIN, M.; BARBOSA P. M. Controle de qualidade dos concretos estruturais: ensaio de aderência aço-concreto. **Revista Concreto & Construções**, São Paulo, v. 36, n. 51, p. 52-57, 2008.

LORRAIN, M.; BARBOSA P. M.; SILVA FILHO, L. C. P. Estimation of compressive strength based on Pull-Out bond test results for on-site concrete quality control. **Revista Ibracon de Estruturas e Materiais - RIEM**, São Paulo, v. 4, p. 582-591. 2011.

LORRAIN, M. et al. Bond strength and rib geometry: a comparative study of the influence of deformation patterns on anchorage bond strength. In: INTERNATIONAL FIB CONGRESS, 3., 2010, Washington, DC. **Anais...** Washington: CEB/FIB, 2010. 1 CD- ROM.

LORRAIN, M.; KHÉLAFI, H. Sur la resistance de la liaison armature-beton de haute resistance. **Annales de l'Institut Technique du Batiment et des Travaux Publics**, Toulouse, v. 260, n. 470, p. 117-28, 1988.

LUNDGREN, K.; GYLLTOFT, K. A model for the bond between concrete and reinforcement. **Magazine of Concrete Research**, London, v. 52, p. 53-63, 2000.

LUNDGREN, K.; GUSTAVSON, R.; MAGNUSSON, J. Finite element modelling as a tool to understand the bond mechanisms. In: BOND IN CONCRETE – FROM RESEARCH TO STANDARDS, 2002, Budapest. **Proceedings...** Budapest: [s.n.], 2002.

LUNDGREN, K. Bond between ribbed bars and concrete. Part 1: Modified model. **Magazine of Concrete Research**, London, v. 57, p. 371-382, 2005.

LUNDGREN, K. **Modelling of bond**: theoretical model and analyses. Göteborg: Chalmers University of Technology, Division of Concrete Structures, 1999. (Report 99:5).

MAINS, R. M. Measurement of the distribution of tensile and bond stresses along reinforcing bars. **ACI Journal Proceedings**, Farmington Hills, v. 48, n. 17, p. 225-252, 1951.

MANCINI, S. D.; BEZERRA, M. N.; ZANIN, M. Reciclagem de PET advindo de garrafas de refrigerante pós-consumo. **Polímeros: Ciência e Tecnologia**, São Carlos, v. 8, n. 2, p. 68-75, 1998.

MARINS NETO, J. **Análise numérica não-linear de estruturas de concreto armado considerando o fenômeno da aderência entre o aço e o concreto**. 2007. 192 f. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2007.

MENETREY, P., WILLAM, K. J. Triaxial failure criterion for concrete and its generalization. **ACI Structural Journal**, Farmington Hills, v. 92, n. 3, p. 311-318, 1995.

MIRZA, S. M.; HOUDE, J. Study of bond stress-slip relationships in reinforced concrete. **ACI Journal Proceedings**, Farmington Hills, v. 76, p. 19-46, 1979.

NGO, D; SCORDELIS, A. C. Finite element analysis of reinforced concrete beams. **ACI Journal Proceedings**, Farmington Hills, v. 64, n. 3, p. 152-163, 1967.

NGUYEN, N. H. et al. Ensaio "APULOT": avaliação do comportamento da interface aço-concreto usando ensaios de emissão acústica. In: CONGRESSO BRASILEIRO DO CONCRETO, 53., 2011, Florianópolis. **Anais...** Florianópolis: IBRACON, 2011. 1 CD- ROM.

NIELSEN, M. P. **Limit analysis and concrete plasticity**. 2. ed. Boca Raton: CRC Press, 1998. 908 p.

NILSON, A. H. Nonlinear analysis of reinforced concrete by the finite element method. **ACI Journal**, Farmington Hills, v. 65, n. 9, p. 757-766, 1968.

RAMOS, A. L. **Análise numérica de pisos mistos aço-concreto de pequena altura**. 2010. 138 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2010.

REHM, G. The fundamentals of bond between steel reinforcement and concrete. **Deutsche Association for Steel Reinforcement-Concrete**, [s.l.], n. 138, p. 1-59, 1961.

RIBEIRO, J. L. D. **Análise experimental dos fatores que influenciam a aderência em barras nervuradas**. 1985. 180 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 1985.

ROSSI, N. **Resistência de aderência concreto-aço: efeitos da resistência à compressão do concreto e do comprimento de aderência**. 2002. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Civil, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2002.

ROTS, J. G. **Computational modeling of concrete fracture**. 1988. 129 f. Tese (Doutorado) - Delft University of Technology, Delft, 1988.

ROTS, J. G.; BLAAUWENDRAAD, J. Crack models for concrete: discrete or smeared? Fixed multi-directional or rotating? **HERON**, Delft, v. 34, n. 1, p. 59, 1989.

SIMÃO, W. I. S. **Modelos de armadura e aderência para análise não-linear de estruturas de concreto armado**. 2003. 112 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2003.

SIMO, J. C.; KENNEDY, J. G.; GOVINDJEE, S. Non-smooth multi-surface plasticity and visco-plasticity. loading/unloading conditions and numerical algorithms. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, Bognor Regis, v. 26, p. 2161-2185, 1988.

SOMAYAJI, S.; SHAH, S. P. Bond stress versus slip relationship and cracking response of tension members. **ACI Journal Proceedings**, Farmington Hills, v. 78, p. 217-225, 1981.

SOUDAIS, P. **Determinação e avaliação da resistência do concreto armado em canteiro de obra utilizando o método de ensaio APULOT**. 2011. 73 f. Trabalho de Conclusão de Curso (Bacharelado em Engenharia Civil) - Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2011.

TASSIOS, T. Properties of bond between concrete and steel under load cycles idealizing seismic actions. **CEB Bulletin d'Information**, Rome, v. 1, n. 131, p. 67-122, 1979.

TASSIOS, T. P.; YANNOPOULOS, P. J. Analytical studies on reinforced concrete members under cyclic loading based on bond stress-slip relationships. **ACI Journal Proceedings**, Farmington Hills, v. 78, p. 206-216, May-June, 1981.

VALE SILVA, B. **Investigação do potencial dos ensaios APULOT e pull-out para estimativa da resistência a compressão do concreto**. 2010. 178 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2010.

VALLE, A. **Estudo da aderência entre o concreto e a armadura sob carregamento cíclico**. 1994. 171 f. Dissertação (Mestrado) – Universidade de São Paulo, São Paulo, 1994.

VAN MIER J. G. M. Multi-axial strain-softening of concrete, Part I: fracture. **Materials and Structures**, Dordrecht, v. 19, n. 111, p. 179-200, 1986.

VECCHIO, F. J.; COLLINS, M. P. Modified compression-field theory for reinforced concrete beams subjected to shear. **ACI Journal Proceedings**, Farmington Hills, v. 83, n. 2, p. 219-231, 1986.

VIEIRA, F. M. P. **Estudo do comportamento da aderência das barras de aço no concreto de alta resistência com adição de microssílica**. 1994. 107 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio grande do Sul, Porto Alegre, 1994.

YANG, Z. J.; CHEN, J. Finite element modelling of multiple cohesive discrete crack propagation in reinforced concrete beams. **Engineering Fracture Mechanics**, Oxford, v. 72, p. 2280-2297, 2005.

YANKELEVSKY, D. Z. A two-phase one dimensional model for steel-concrete interaction. **Computers & Structures**, Oxford, v. 65, n. 6, p. 781-794, 1997.

YANKELEVSKY, D. Z. New finite element for bond-slip analysis. **Journal of Structural Engineering**, Reston, v. 111, n. 7, p. 1533-1542, 1985.

WATSTEIN, D. Bond stress in concrete pull-out specimens. **ACI Journal Proceedings**, Farmington Hills, v. 38, n. 1, p. 37-52, 1941.

WILKINS, M. L. Calculation of elastic-plastic flow. In: ADLER, B.; FEMBACH, S.; ROTENBERG, M. (Eds.). **Methods of computational physics**. New York: Academic Press, 1964. v. 3, p. 211-263.

ZUO, J.; DARWIN, D. Bond slip of high relative rib area bars under cyclic loading. **ACI Structural Journal**, Farmington Hills, v. 97, n. 2, p. 331-335, 2000.