

ENSAIOS TRIAXIAIS DE EXTENSÃO EM UM REJEITO DE MINÉRIO DE  
FERRO

Juliana Santos Fabre

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Orientadores: Maria Claudia Barbosa  
Leonardo De Bona Becker

Rio de Janeiro

Junho de 2019

ENSAIOS TRIAXIAIS DE EXTENSÃO EM UM REJEITO DE MINÉRIO DE  
FERRO

Juliana Santos Fabre

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO  
LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE)  
DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS  
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM  
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA CIVIL

Examinada por:

---

Prof<sup>ª</sup>. Maria Claudia Barbosa, D.Sc.

---

Prof. Leonardo De Bona Becker, D.Sc.

---

Prof. Márcio de Souza Soares de Almeida, Ph.D

---

Prof. Vitor Nascimento Aguiar, D.Sc.

---

Prof. Fernando Schnaid, Ph.D.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

JUNHO DE 2019

Fabre, Juliana Santos

Ensaio Triaxiais De Extensão Em Um Rejeito De Minério De Ferro/ Juliana Santos Fabre. – Rio de Janeiro: UFRJ/ COPPE, 2019.

XIX, 153 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Maria Claudia Barbosa

Leonardo De Bona Becker

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/ Programa de Engenharia Civil, 2019.

Referências Bibliográficas: p.128-133.

1. Rejeito de minério. 2. Triaxial de extensão 3. Regime permanente. I. Barbosa, Maria Claudia *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

*À minha família.*

## AGRADECIMENTOS

À *Deus*. Por guiar a minha vida.

*Aos meus pais, José e Maria, e à minha irmã Camila*. Por serem meus melhores amigos e o meu maior motivo e incentivo para alcançar meus objetivos. Amo vocês.

À *minha família como um todo*. Por me compreenderem quando eu não estive presente e por todas as palavras de encorajamento e orgulho.

*Ao meu companheiro e grande amigo, Denis*. Por sempre me acalmar, com seu jeito calmo e racional, e me mostrar que todas as dificuldades tem um lado positivo. Por todos os momentos alegres que me ajudaram a recarregar minhas energias durante esses dois anos. Serei para sempre grata.

*Aos meus amigos, da época de CTU e da época de graduação*. Por compartilhar comigo felicidade e preocupações, muitas vezes distantes. Tenho certeza que toda a energia positiva que me enviaram me ajudaram conquistar esta etapa.

*Aos novos amigos que fiz no mestrado*. Por proporcionarem momentos de descontração quando toda a pressão de provas e trabalhos nos sufocavam. Meu muito obrigada e muito orgulho de ter vocês como colegas de profissão.

Às *minhas colegas de trabalho e amigas de laboratório, Thainá, Isabelle e Camila*. Por todo suporte e auxílio na execução dos ensaios e claro, pelos momentos compartilhados e conversas animadas durante essa etapa.

*Aos técnicos de laboratório da COPPE, em especial ao Sérgio*. Por toda paciência e solicitude para me transmitir todos seus conhecimentos de laboratório. Sem dúvidas, grande parte dos meus conhecimentos adquiridos durante este mestrado são de sua responsabilidade.

*A todos os professores do PEC*. Por todo conhecimento e experiências compartilhadas.

À *minha orientadora Maria Cláudia Barbosa*. Por todo apoio e atenção quando precisei e principalmente pela oportunidade de ser sua orientanda.

*Por fim, ao meu orientador Leonardo Becker*. Por todas as reuniões e conversas compartilhando conhecimento, por todas as oportunidades que me concedeu e principalmente por toda confiança depositada em mim. Um imenso e eterno obrigada.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

## ENSAIOS TRIAXIAIS DE EXTENSÃO EM UM REJEITO DE MINÉRIO DE FERRO

Juliana Santos Fabre

Junho/2019

Orientadores: Maria Claudia Barbosa

Leonardo De Bona Becker

Programa: Engenharia Civil

Foram realizados, neste trabalho, ensaios triaxiais de extensão drenado em um rejeito de minério de ferro proveniente da Barragem do Fundão. Foi observado por diversos autores (ROSCOE *et al.*, 1963; YAMAMURO e LADE, 1995; LADE *et al.*, 1996; WU e KOLYMBAS; 1991) que ensaios de extensão em solos arenosos são mais propícios à ocorrência de deformações localizadas, que amplificam a magnitude das deformações radiais nos corpos de prova, implicando na determinação incorreta do nível de tensões. Para contornar este problema, YAMAMURO e LADE (1995) propuseram um aparato que condiciona deformações uniformes no CP, enquanto WU e KOLYMBAS (1991) utilizaram medidores de deformações radiais. A solução adotada nesta pesquisa foi utilizar fotografias digitais e um software CAD para medir o valor do diâmetro real do corpo de prova no decorrer da etapa de cisalhamento, determinando a área transversal real e o valor correto da tensão vertical na amostra. Os efeitos de distorção de bordas em fotografias e paralaxe foram considerados, bem como correções quanto ao fenômeno de refração óptica. A metodologia se apresentou como uma alternativa acessível a ser aplicada nestes ensaios quando realizados em equipamentos convencionais e, os resultados obtidos se mostraram satisfatórios para determinar os parâmetros de resistência deste rejeito sob a condição de extensão.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

## TRIAXIAL EXTENSION TESTS IN AN IRON TAILING

Juliana Santos Fabre

June/2019

Advisors: Leonardo De Bona Becker

Maria Claudia Barbosa

Department: Civil Engineering

In this study, iron tailings from the Fundão Dam were studied by means of drained triaxial extension tests. Several authors concluded that triaxial extension in soils is more likely to exhibit strain localization (ROSCOE *et al.*, 1963; YAMAMURO and LADE, 1995; LADE *et al.*, 1996; WU and KOLYMBAS, 1991), which amplifies the radial strains in the sample, resulting in incorrect calculation of the stress level. In order to overcome this problem, YAMAMURO and LADE (1995) proposed an apparatus that enforces uniform strains in the sample, while WU and KOLYMBAS (1991) used strain collars to measure the change in the sample radius. The solution adopted in this research was to use digital photographs and CAD software to measure the actual diameter during the shear stage. This actual diameter was used to determine the cross-sectional area and the vertical stress. The effects of edge distortion on photographs and parallax were considered, as well as corrections for the phenomenon of optical refraction. This method is an accessible alternative to be applied in extension tests carried out in conventional equipment. The shear strength and the critical state line determinations were satisfactory and compared well to other results of the same material.

# SUMÁRIO

<b>1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1. Motivação da pesquisa .....	4
1.2. Objetivos da pesquisa.....	5
1.3. Organização da dissertação .....	6
<b>2. RESISTÊNCIA DE SOLOS ARENOSOS .....</b>	<b>8</b>
2.1. Resistência ao cisalhamento de solos arenosos.....	8
2.2. Fatores que influenciam o ângulo de atrito de solos arenosos .....	10
2.2.1. Características do solo .....	10
2.2.2. Índice de vazios inicial .....	11
2.2.3. Tensão confinante.....	13
2.2.4. Tensão principal intermediária ( $\sigma_2$ ).....	16
2.2.5. Condições do carregamento.....	18
2.3. Envoltória de resistência de areias .....	20
2.4. Estados de Regime Permanente em Solos Arenosos.....	21
2.4.1. Estado de Regime Permanente x Estado Crítico .....	21
2.4.2. Linha de Regime Permanente.....	22
2.4.3. Unicidade da SSL .....	25
<b>3. ENSAIO TRIAXIAL DE EXTENSÃO .....</b>	<b>26</b>
3.1. O ensaio triaxial de extensão.....	26
3.2. Problemas e cuidados no ensaio triaxial de extensão.....	28
3.2.1. Influência da Membrana de Látex .....	28
3.2.2. Peso próprio do corpo de prova.....	30
3.2.3. Deformações localizadas .....	31
3.2.4. Soluções para determinação das deformações localizadas.....	40
3.3. Resultados de ensaios triaxiais de extensão em areias .....	42



3.3.1. Resultados relacionados com a determinação de $\phi'$ .....	42
3.3.2. Resultados relacionados com o estado de regime permanente ou estado crítico	
46	
3.4. Ensaio triaxiais de extensão em rejeitos de mineração.....	49
<b>4. ÁREA E MATERIAL DE ESTUDO .....</b>	<b>51</b>
4.1. Área de coleta.....	51
4.1.1. Produção de minério de ferro .....	51
4.1.1. Barragem do Fundão.....	53
4.2. Apresentação do material de estudo.....	54
4.2.1. Amostragem.....	54
4.2.2. Caracterização física, química e mineralógica .....	55
4.2.3. Índices de Vazios Máximo e Mínimo.....	57
4.2.4. Ensaio de compressão unidimensional .....	57
4.2.5. Ensaio triaxiais de compressão .....	58
<b>5. METODOLOGIA .....</b>	<b>60</b>
5.1. Ensaio de caracterização.....	60
5.2. Ensaio triaxiais de extensão.....	61
5.2.1. Descrição e Calibração do equipamento.....	61
5.2.2. Moldagem dos corpos de prova.....	62
5.2.3. Saturação, adensamento isotrópico e cisalhamento.....	66
5.2.4. Correções aplicadas .....	70
5.2.5. Solução para as deformações localizadas .....	83
5.3. Cálculos baseados na hipótese de deformação uniforme .....	84
5.3.1. Cálculo convencional da área da seção transversal do CP .....	84
5.3.2. Cálculo convencional da tensão desviadora .....	85
5.3.3. Cálculo convencional dos índices de vazios.....	85
5.4. Cálculos baseados nas fotografias.....	86

5.4.1. Efeito de paralaxe em fotografia.....	87
5.4.2. Distorção radial de fotografias.....	87
5.4.3. Refração óptica .....	89
5.4.4. Cálculo da área transversal real no <i>neck</i> .....	93
5.4.5. Cálculo da deformação axial próximo ao <i>neck</i> .....	96
5.4.6. Cálculo da tensão desviadora.....	100
5.4.7. Estimativa do índice de vazios local.....	100
5.5. Ensaios triaxiais de compressão .....	102
<b>6. RESULTADOS E ANÁLISES .....</b>	<b>103</b>
6.1. Ensaios de caracterização .....	103
6.1.1. Análise granulométrica .....	103
6.1.2. Densidade relativa dos sólidos .....	104
6.1.3. Índices de vazios máximo e mínimo .....	104
6.1.4. Imagens do microscópio .....	105
6.1.5. Resumo da caracterização física .....	106
6.2. Ensaios Triaxiais de compressão.....	106
6.3. Ensaios de extensão baseados nos cálculos convencionais.....	109
6.4. Ensaios de extensão baseados nas fotografias.....	116
<b>7. CONSIDERAÇÕES FINAIS.....</b>	<b>125</b>
7.1. Conclusões.....	125
7.2. Recomendações e sugestões .....	126
<b>8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>128</b>
<b>ANEXO A – CALIBRAÇÕES .....</b>	<b>134</b>
<b>ANEXO B – CORREÇÃO DO EFEITO DA REFRAÇÃO ÓPTICA.....</b>	<b>141</b>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1. Minérios exportados em 2017 (IBRAM, 2018).....	1
Figura 1.2. Causas de ruptura x número de incidentes de barragens de rejeito (ICOLD, 2001).....	3
Figura 1.3. Indicação da superfície de ruptura na barragem de Kingston (EACOM, 2008) .....	5
Figura 1.4: Diferentes solicitações numa possível superfície de ruptura (BJERRUM, 1973).....	5
Figura 2.1. Analogia do dente de Serra a) superfície lisa e b) superfície dentada (imagem retirada de FERNANDES, 2016) .....	9
Figura 2.2. Exemplos de formas de partículas (MITCHELL e SOGA, 2005).....	10
Figura 2.3. Comportamento em ensaio triaxial em função do índice de vazios inicial (TAYLOR (1948), apud LAMBE & WHITMAN,1969).....	12
Figura 2.4. Ângulo de atrito x Índice de vazios inicial (ROWE, 1962 apud LAMBE & WHITMAN,1969).....	13
Figura 2.5. Influência da tensão confinante na resistência ao cisalhamento da areia compacta (LEE e SEED, 1967) .....	14
Figura 2.6. Influência da tensão confinante na resistência ao cisalhamento na areia fofa (LEE e SEED, 1967) .....	15
Figura 2.7. Relação de $\phi'$ com o parâmetro b em areias (resultados reunidos por SAYÃO, 1989).....	17
Figura 2.8. Comparação entre ensaio triaxial convencional e ensaio de deformação plana (CORNFORTH, 1964, apud LAMBE e WHITMAN, 1969).....	18
Figura 2.9. Exemplos de caminhos de tensões efetivas e problemas de campo associados (FERNANDES, 2016).....	19
Figura 2.10. Envoltória de resistência de areias a) ângulo de atrito tangente à dois níveis de tensões distintos. b) Envoltória real x aproximação linear (FERNANDES, 2016)...	21
Figura 2.11. Linha de regime permanente no espaço $q:p':e$ (ATKINSON & BRANSBY, 1978).....	23
Figura 3.1. Esquema do triaxial de extensão por descarregamento axial (SOUZA PINTO, 2006).....	27
Figura 3.2. Variação das tensões principais num ensaio de extensão (HEAD, 1986)....	27
Figura 3.3. Efeito da membrana no resultado de ensaio triaxial de extensão (WU e KOLYMBAS, 1991) .....	29
Figura 3.4. Efeito da membrana no ângulo de atrito medido (WU e KOLYMBAS, 1991) .....	29

Figura 3.5. Efeito do peso próprio do CP no ângulo de atrito medido (WU e KOLYMBAS, 1991) .....	30
Figura 3.6. Deslocamento radial em ensaios triaxiais em areia ( $D_0 = 100\text{mm}$ ) a) compacta b) fofa (WU e KOLYMBAS, 1991).....	32
Figura 3.7. Imagem dos CPs ao final do ensaio a) areia compacta b) areia fofa (WU e KOLYMBAS, 1991) .....	32
Figura 3.8. Acessório que condiciona deformações uniformes (YAMAMURO e LADE, 1995).....	33
Figura 3.9. Comparação entre os resultados do ensaio convencional e o ensaio com deformações uniformes a) $\sigma_d$ versus $\epsilon_a$ b) $\epsilon_v$ versus $\epsilon_a$ (YAMAMURO e LADE, 1995) .....	34
Figura 3.10. Resultados dos ensaios triaxiais drenados em materiais dilatantes a) $\sigma_1/\sigma_3$ versus $\epsilon_a$ b) $\epsilon_v$ versus $\epsilon_a$ (YAMAMURO e LADE, 1995) .....	35
Figura 3.11. Resultados dos ensaios triaxiais drenados em materiais contráteis a) $\sigma_1/\sigma_3$ versus $\epsilon_a$ b) $\epsilon_v$ versus $\epsilon_a$ (YAMAMURO e LADE, 1995).....	36
Figura 3.12. Razão entre as áreas versus deformações axiais (YAMAMURO e LADE, 1995).....	37
Figura 3.13. Ângulo de atrito secante versus tensão efetiva na ruptura para os ensaios de extensão convencionais e com deformações uniformes (YAMAMURO e LADE, 1995) .....	37
Figura 3.14. Resultados de ensaios de extensão para a) $D_r = 90\%$ e b) $D_r = 50\%$ (LADE e WANG, 2012).....	39
Figura 3.15. Metodologia utilizada por ZHANG <i>et al.</i> (2014) a) Posições da câmera fotográfica b) Alvos fixados .....	41
Figura 3.16. Reconstrução virtual do CP para 8 etapas do cisalhamento (ZHANG <i>et al.</i> , 2014).....	42
Figura 3.17. Relação entre o ângulo de atrito de pico e o nível de tensões em ensaios triaxiais em areia compacta (CORFDIR e SULEM, 2008).....	43
Figura 3.18. Comparação do ângulo de atrito secante sob extensão e sob compressão para $D_r=60\%$ (LADE e BOPP, 2005) .....	44
Figura 3.19. Comparação do ângulo de atrito secante sob compressão e sob extensão para $D_r=30\%$ (LADE e BOPP, 2005).....	45
Figura 3.20. Relação entre o ângulo de atrito de pico e o nível de tensões em areia fofa (CORFDIR e SULEM, 2008).....	45
Figura 3.21. Linha dos Estados Críticos para ensaios triaxiais de extensão e compressão (BEEN <i>et al.</i> , 1991).....	46
Figura 3.22. Linha dos Estados Críticos para extensão e compressão (SALVATORE <i>et al.</i> , 2017).....	48

Figura 3.23. Linha do Estado Crítico para a areia de Hostun (AZEITEIRO, 2017) .....	49
Figura 3.24. Linha dos Estados Críticos do rejeito de minério de ouro (SCHNAID <i>et al.</i> , 2013).....	50
Figura 4.1. Complexo de Mineração de Germano em maio de 2013 (GOOGLE EARTH, 2013).....	52
Figura 4.2. Complexo de Mineração de Germano em novembro de 2015 (GOOGLE EARTH, 2015) .....	52
Figura 4.3 - Barragem do Fundão e seus Diques em 2013 (GOOGLE EARTH, 2013)	53
Figura 4.4. Locais de retirada das amostras na barragem (FLÓREZ, 2015).....	54
Figura 4.5. Rejeitos arenosos oriundos do (a) Concentrador I e (b) Concentrador II (FLÓREZ, 2015) .....	55
Figura 4.6. Fotografias do rejeito inalterado, obtidas pela MEV (FLÓREZ, 2015) .....	56
Figura 4.7. Caracterização mineralógica - DRX (FLÓREZ, 2015).....	56
Figura 4.8. Curvas de adensamento unidimensional do rejeito estudado (SILVA, 2017) .....	57
Figura 4.9. Curva de adensamento unidimensional do rejeito estudado $e_0=0,92$ (PÖLZL, 2018).....	58
Figura 4.10. Gráfico $q \times \epsilon_a$ dos ensaios triaxiais de compressão drenada (TELLES, 2017) .....	59
Figura 4.11. Gráficos $\epsilon_v \times \epsilon_a$ dos ensaios triaxiais de compressão drenada (TELLES, 2017).....	59
Figura 5.1. Peças necessárias para realizar o ensaio de extensão a) separadas b) acopladas no equipamento de ensaio.....	62
Figura 5.2. Acessórios para a compactação estática.....	63
Figura 5.3. Etapas da compactação estática a) Sequência de montagem dos acessórios b) Volume ocupado pelo material antes (TELLES, 2017) c) Volume ocupado pelo material depois (TELLES, 2017).....	64
Figura 5.4. a) Extração do corpo de prova por um extrator de amostras hidráulico b) Isopor e berço utilizados no transporte do corpo de prova .....	64
Figura 5.5. Conjunto montado no equipamento do ensaio triaxial.....	66
Figura 5.6. Pistão e <i>topcap</i> a) Separados e b) Enroscados .....	68
Figura 5.7. Forças atuantes no <i>topcap</i> e pistão.....	69
Figura 5.8. Calibração do atrito estático.....	72
Figura 5.9. Determinação da área efetiva do pistão .....	74
Figura 5.10. Detalhe dos parafusos da tampa que influenciam no atrito estático no pistão .....	75

Figura 5.11. Gráficos Força x Deslocamento para o atrito cinemático de diversos valores de tensão confinante .....	77
Figura 5.12. Força de atrito, estático e cinemático, numa superfície perfeitamente lisa (LAMBE & WHITMAN,1969).....	77
Figura 5.13. Fenômeno do stick-slip (LAMBE & WHITMAN,1969).....	78
Figura 5.14. Fenômeno stick-slip numa superfície irregular (CBPF, 2005) .....	78
Figura 5.15. Ranhuras no pistão a partir de um microscópio aumentado 40x .....	79
Figura 5.16. Força de atrito cinemático x tensão confinante.....	80
Figura 5.17. Determinação do módulo de elasticidade de uma membrana de látex nova .....	82
Figura 5.18. Efeito da paralaxe em câmeras compactas (MARINHO, 2009).....	87
Figura 5.19. Tipos de distorção radial em fotografias (NEON, 2014) .....	88
Figura 5.20. Exemplo de imagem e a ausência de distorções .....	89
Figura 5.21. Efeito da refração num objeto imerso em água (LOPES, 2014).....	90
Figura 5.22. Refração em superfície cilíndrica.....	91
Figura 5.23. Relação entre o raio virtual e o raio real do corpo de prova pelo obtida por meio de dedução de equações matemáticas de refração e relações trigonométricas.....	92
Figura 5.24. Relação entre o raio virtual e o raio real do corpo de prova pelo método gráfico.....	92
Figura 5.25. Relação entre a altura virtual e a altura real do corpo de prova.....	93
Figura 5.26. Determinação da posição relativa da área real cisalhada a) no final do ensaio b) em estágios intermediários .....	95
Figura 5.27. Medidas entre as marcas na membrana no ED400 a) $\epsilon_a = 0\%$ b) $\epsilon_a = 15\%$ 97	
Figura 5.28. Ensaio ED200 com 15% de deformação axial a) Região de análise real b) Região de análise adotada.....	98
Figura 5.29. Análise da deformação da membrana ao final do ensaio - ED200 .....	100
Figura 6.1. Curva granulométrica do material estudado .....	103
Figura 6.2. Imagens do rejeito de minério de ferro obtidas por microscópio: a) com aumento de 40x e b) com aumento de 92x .....	105
Figura 6.3. Linha de Adensamento Isotrópico (ICL) para os ensaios de compressão .	106
Figura 6.4. Gráfico $q:\epsilon_a$ para os ensaios triaxiais de compressão.....	107
Figura 6.5. Gráfico $\epsilon_v:\epsilon_a$ para os ensaios triaxiais de compressão .....	107
Figura 6.6. SSL no plano $q:p$ 'para os ensaios triaxiais de compressão.....	108
Figura 6.7. SSL no plano $e:\log p$ ' para os ensaios triaxiais de compressão.....	109
Figura 6.8. ICL para todos os ensaios de extensão.....	110

Figura 6.9. ICL para os ensaios de extensão com $e_m$ semelhantes .....	110
Figura 6.10. Gráfico $q:\epsilon_a$ para os ensaios triaxiais de extensão.....	112
Figura 6.11. Gráfico $\epsilon_v:\epsilon_a$ para os ensaios triaxiais de extensão .....	112
Figura 6.12. Gráfico $q/\sigma'_1:\epsilon_a$ para os ensaios triaxiais de extensão .....	113
Figura 6.13. Aparecimento do plano de ruptura do ensaio ED500 com $\epsilon_a = 8\%$ - resultado típico .....	113
Figura 6.14. Deformações localizadas e surgimento do <i>necking</i> no ensaio ED500 com $\epsilon_a = 12\%$ - resultado típico .....	114
Figura 6.15. SSL no plano $e:\log p'$ para os ensaios triaxiais de extensão.....	115
Figura 6.16. SSL no plano $q:p'$ para os ensaios triaxiais de extensão .....	115
Figura 6.17. Determinação de 'a' e altura do <i>necking</i> no ensaio ED100 com $\epsilon_a = 14\%$ – resultado típico .....	117
Figura 6.18. Relação entre a área determinada pela foto e a área calculada pela teoria	118
Figura 6.19. Curvas $q:\epsilon_a$ corrigida pelas áreas determinadas na fotografia .....	120
Figura 6.20. Gráfico $q/\sigma'_1:\epsilon_a$ a partir da correção da área pelas fotos.....	120
Figura 6.21. Gráfico Volume de água x deformação axial.....	121
Figura 6.22. SSL no plano $e:\log p'$ para os ensaios triaxiais de extensão considerando as fotografias para correção da tensão desviadora e do índice de vazios do <i>necking</i> .....	122
Figura 6.23. SSL no plano $q:p'$ para os ensaios triaxiais de extensão considerando as fotografias.....	123
Figura 6.24. SSL no plano $e:\log p'$ para os ensaios triaxiais de compressão e extensão considerando as fotografias .....	124
Figura A.1. a) Pendural b) Cargas aplicadas .....	134
Figura A.2. Resultado da calibração ciclo 1 .....	135
Figura A.3. Calibração deslocamento axial - 1ª tentativa.....	136
Figura A.4. Ciclo 2 para calibração de volume da FlowTrac II de Poro-Pressão .....	137
Figura A.5. Ciclo 2 para calibração de volume da FlowTracII de Pressão Confinante	137
Figura A.6. Resultado para a 1ª calibração da membrana de látex – máquina e visual	139
Figura A.7. Ensaio de tração na membrana de látex .....	140
Figura B.1. Representação da primeira refração em superfície cilíndrica entre o meios ar/acrílico.....	141
Figura B.2. Relação entre o raio virtual e o raio real determinado graficamente.....	144
Figura B.3. Modelo utilizado para o processo gráfico .....	145
Figura B.4. Relação entre o raio virtual e o raio real determinado matematicamente .	148

Figura B.5. Refração no plano horizontal .....	149
Figura B.6. Zoom da refração na parede cilíndrica do acrílico .....	150
Figura B.7. Relação entre altura virtual e altura real do CP .....	152
Figura B.8. Refração no plano vertical.....	153



## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1. Efeitos da forma, compacidade e distribuição granulométrica no ângulo de atrito de pico (Sowers and Sowers, 1951 apud LAMBE & WHITMAN, 1969) .....	11
Tabela 3.1. Ângulos de atrito de pico para ensaios de compressão e extensão (LAMBE & WHITMAN, 1969) .....	43
Tabela 3.2. Comparação entre os ensaios de compressão e extensão (BEEN <i>et al.</i> , 1991) .....	47
Tabela 3.3. Parâmetros dos Estados Críticos de um rejeito de minério de ouro (BEDIN, 2010).....	50
Tabela 4.1. Resumo da caracterização física e química do rejeito inalterado (FLÓREZ, 2015).....	55
Tabela 4.2. Distribuição dos ensaios triaxiais de compressão realizados (TELLES, 2017). .....	58
Tabela 4.3. Propriedades do rejeito no estado de regime permanente (TELLES, 2017) 59	
Tabela 5.1. Resumo da calibração do atrito no pistão .....	74
Tabela 5.2. Dados utilizados para cálculos de refração.....	91
Tabela 6.1. Resumo da granulometria do rejeito desta pesquisa.....	103
Tabela 6.2. Comparação dos resultados de caracterização TELLES (2017) com o presente trabalho .....	106
Tabela 6.3. Índice de vazios de moldagem e após o adensamento isotrópico para os ensaios de compressão.....	106
Tabela 6.4. Valores de $q_{ss}$ , $p'_{ss}$ e $e_{ss}$ para cada ensaio de compressão .....	108
Tabela 6.5. Resumo dos parâmetros do estado de regime permanente obtidos pelos ensaios de compressão.....	108
Tabela 6.6. Índice de vazios de moldagem e após o adensamento isotrópico dos ensaios de extensão .....	109
Tabela 6.7. Valores de $q_{ss}$ , $p'_{ss}$ e $e_{ss}$ para cada ensaio de extensão considerando os cálculos teóricos .....	114
Tabela 6.8. Valores de altura e área transversal pós adensamento.....	116
Tabela 6.9. Parâmetro 'a' para os CPs dos ensaios .....	117
Tabela 6.10. Nível de deformações no qual a deformação axial se mantinha constante no CP .....	119
Tabela 6.11. Valores de referência do necking para o cálculo do índice de vazios .....	121
Tabela 6.12. Valores de $q_{ss}$ , $p'_{ss}$ e $e_{ss}$ para cada ensaio de extensão considerando as fotografias.....	122

Tabela 6.13. Comparação dos parâmetros do estado de regime permanente entre os ensaios de compressão e extensão .....	123
Tabela A.1. Cálculo da constante de calibração da célula de carga .....	134
Tabela A.2. Cálculo da constante de calibração do transdutor de deformação axial ...	135
Tabela A.3. Cálculo da constante de calibração para a FlowTracII de Poro-pressão ..	137
Tabela A.4. Cálculo da constante de calibração para a FlowTracII de Pressão Confinante .....	137
Tabela A.5. Resumo dos resultados da calibração da membrana.....	139
Tabela B.1. Dados de entrada para o cálculo de refração no plano horizontal .....	143
Tabela B. 2. Dados de entrada para o cálculo de refração no plano vertical.....	151

## LISTA DE SÍMBOLOS

CC – Coeficiente de curvatura

Cc – Índice de compressão

CID – Ensaio triaxial com consolidação isotrópica e fase de cisalhamento drenada

CIU – Ensaio triaxial com consolidação isotrópica e fase de cisalhamento não drenada

CNU – Coeficiente de não uniformidade

CP – Corpo de prova

Dr – Densidade relativa

e – Índice de vazios

E – Módulo de Young

e<sub>a</sub> – Índice de vazios no final da fase de adensamento

e<sub>m</sub> – Índice de vazios após moldagem

e<sub>ss</sub> – Índice de vazios no estado de regime permanente

FC – Teor de finos (*Fines Content*) – passante na P#200

I<sub>bu</sub> – Índice de fragilidade não drenada

ICL – Linha de adensamento isotrópico (*Isotropic Consolidation Line*)

M – Inclinação da linha de regime permanente no plano p'-q

p' – tensão efetiva octaédrica ( $p' = (\sigma'_1 + 2\sigma'_3)/3$ )

p'<sub>0</sub> – Tensão efetiva no final da consolidação

q – Tensão desviadora ( $q = \sigma'_a - \sigma'_r$ )

SSL – Linha de regime permanente (*Steady State Line*)

Γ – Altura da linha de regime permanente, definida para p'=1kPa

ε<sub>a</sub> – Deformação axial

ε<sub>v</sub> – Deformação volumétrica

γ – Peso específico

φ' – Ângulo de atrito

λ<sub>ICL</sub> – Inclinação da linha de adensamento isotrópico no plano log p'-e,

λ<sub>SSL</sub> – Inclinação da linha de regime permanente no plano log p'-e

# 1. INTRODUÇÃO

Apesar da grave crise econômica e política que o país passou nos últimos anos, o setor de mineração se apresentou estável quanto aos níveis de produção e exportação, contribuindo para gerar superávits à balança comercial brasileira. Segundo o Instituto Brasileiro de Mineração – IBRAM (2018), a indústria extrativa representou cerca de 1,4% de todo PIB nacional no ano de 2017, exportando cerca de 403 milhões de toneladas de bens minerais. A Figura 1.1 apresenta os produtos exportados e suas importâncias no mesmo ano, tendo como principal produto o minério de ferro (62%) com cerca de 240 milhões de toneladas exportadas (IBRAM, 2018).

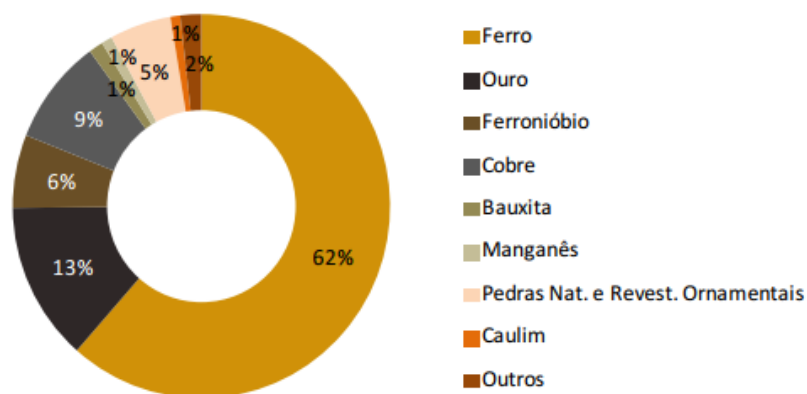


Figura 1.1. Minérios exportados em 2017 (IBRAM, 2018).

Como toda atividade industrial, o setor de mineração gera resíduos, destacando-se os resíduos sólidos de extração (estéril) e os resíduos de tratamento/beneficiamento (rejeitos). Estima-se que para cada tonelada de minério de ferro processado na usina de beneficiamento, 0,4 toneladas de rejeitos são gerados (IBRAM, 2016a). Além disso, há uma previsão que, para o período de 2010-2030 o beneficiamento do minério de ferro irá contribuir com cerca de 40% de todo o volume de rejeitos gerados pelas mineradoras no país.

Nos últimos anos, devido ao aumento do volume de rejeito produzido e do destaque nas questões socioambientais, houve muito investimento em pesquisas que visam reutilizar e recuperar os rejeitos, de forma a não os depositar no meio ambiente, como por exemplo o programa Inova Mineral financiado pelo BNDES e Finep (IBRAM, 2016a). Entretanto, os rejeitos ainda são descartados, sendo utilizadas como formas de

deposição, cavas, pilhas, minas subterrâneas e, a forma mais comum no país, barragens de rejeito (IBRAM, 2016b).

As barragens de rejeito servem para armazenar tanto os rejeitos gerados no beneficiamento quanto a água utilizada neste processo. Em geral, os rejeitos são dispostos em forma de polpa (mistura de água e material sólido) em lagos contidos por essas barragens, que são construídas com solo, estéreis ou mesmo com o próprio rejeito (GOMES *et al.*, 2002). A construção da barragem pode se dar ao longo do tempo, com alteamentos sucessivos de acordo com a produtividade da usina, e pode ser executada por três métodos construtivos: jusante, linha de centro ou montante.

Nos três métodos há a construção de um dique de partida, normalmente de solo ou enrocamento compactados, com a função de reter o volume inicial de rejeitos gerados. Comumente, com o avanço nos trabalhos de mineração, os alteamentos seguintes são construídos com o próprio rejeito. A diferença entre os métodos está na forma com que esses alteamentos são construídos, que apresentam vantagens e desvantagens distintas.

No método de jusante, os alteamentos seguintes são construídos, como o próprio nome diz, à jusante do dique de partida, possibilitando um controle de lançamento e compactação do aterro. No método de linha de centro, o alteamento da crista é realizado de forma vertical coincidindo com o eixo do dique de partida.

Por fim, no método de montante, os alteamentos são executados à montante do dique de partida, apoiados sobre a praia de rejeitos formada anteriormente. Por isso, este método frequentemente apresenta dificuldades de implantação do sistema de drenagem. Devido às deficiências e dificuldades no controle executivo, este método é considerado o mais crítico em relação à segurança estrutural da barragem (ARAÚJO, 2006).

Foi realizado por ICOLD (2001) uma análise de 221 incidentes noticiados com barragens de rejeito até o ano de 2001, verificando o método construtivo e as causas de ruptura. Os resultados, juntamente com o número de ocorrências de cada tipo, estão apresentados na Figura 1.2. Os acidentes mais recentes com barragens construídas a montante, infelizmente, ocorreram no Brasil em Mariana-MG em 2015 e em Brumadinho-MG em 2019, gerando grande número de vítimas e imensos prejuízos materiais e ambientais.

A partir da Figura 1.2, pode-se perceber que diversas são as causas de ruptura, tendo como principais: galgamento, instabilidade de taludes e terremotos. Ainda na

figura, observa-se que o número de ocorrências destas principais causas é maior para as barragens construídas à montante.

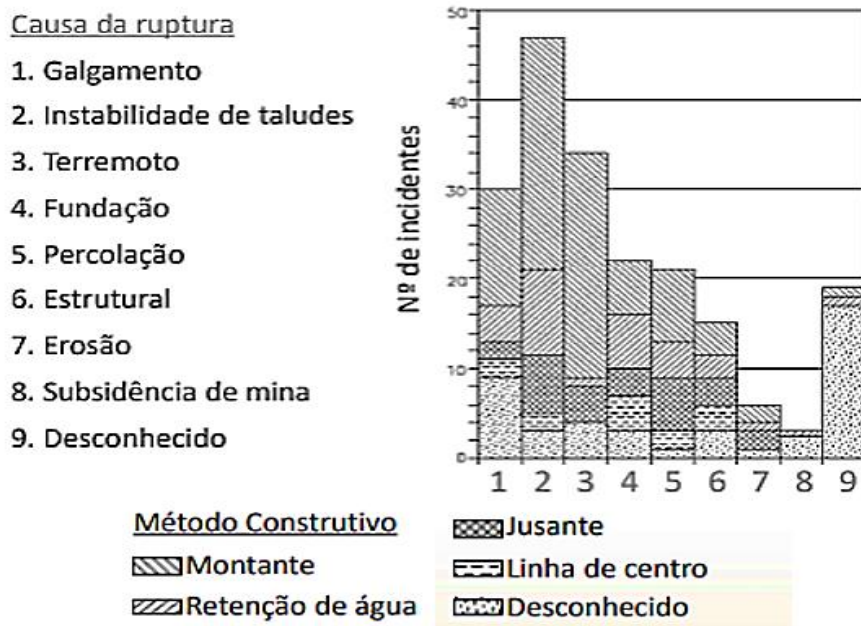


Figura 1.2. Causas de ruptura x número de incidentes de barragens de rejeito (ICOLD, 2001)

Para qualquer caso, as propriedades de resistência mecânica dos rejeitos desempenham papel fundamental, o que demonstra a necessidade premente de compreender o comportamento dos rejeitos, especialmente em relação às suas características de resistência ao cisalhamento, sob múltiplas condições.

Em razão disto, a engenharia geotécnica aplicada à mineração, no Brasil, vem sendo cada vez mais aprimorada (REZENDE, 2013). Ao longo dos últimos anos, a responsabilidade de projetar e acompanhar a operação das barragens de rejeito, no Brasil, tem recaído, cada vez mais, sobre os profissionais geotécnicos. Para dar conta deste desafio, tem-se buscado investigar o comportamento do rejeito, em laboratório e em campo, a curto e a longo prazo, à luz dos conceitos da mecânica dos solos.

Com o intuito de aperfeiçoar as análises de comportamento de rejeitos de mineração, tem-se adotado a Teoria do Estado de Regime Permanente (*Steady State*) definido por POULOS (1981). Ao determinar as propriedades no estado de regime permanente, pode-se compreender o comportamento do rejeito para diferentes estados de tensões e índices de vazios de campo.

## 1.1. Motivação da pesquisa

Em grandes obras geotécnicas, como barragens de rejeito, a segurança contra a ruptura é um fator de suma importância e, a investigação do comportamento dos rejeitos sob diferentes solicitações deve ser realizada de forma prioritária.

Apesar do vasto conhecimento no que se refere aos diferentes tipos de solicitações que o rejeito em uma barragem pode ser submetido, ainda é muito frequente a adoção de campanhas de ensaios laboratoriais apenas tradicionais, buscando agilidade e economia, para determinar os parâmetros de tensão-deformação do material. Como por exemplo, os ensaios de compressão unidimensional, cisalhamento direto e os triaxiais de compressão.

Entretanto, em algumas situações, os ensaios de compressão não representam adequadamente a situação de campo. Segundo o *'Executive Summary for Root Cause Analysis of Kingston Dredge Cell Failure'* elaborado por EACOM (2008), a ruptura daquela barragem de rejeitos desceu pela massa de rejeitos a partir da crista, correu dentro de uma camada de lama que havia na base e depois atravessou novamente os rejeitos, em trajetória ascendente, como indicado pela Figura 1.3. Nesta figura, pode-se perceber que a superfície de ruptura nos trechos ascendente e horizontal submeteu os rejeitos a solicitações de extensão e cisalhamento simples, respectivamente. A Figura 1.4 ilustra essas condições a partir de uma possível superfície de ruptura típica e as correlaciona com ensaios de laboratório.

Desta forma, ensaios de cisalhamento simples e ensaios triaxiais de extensão, por descarregamento vertical ou por carregamento horizontal, poderiam ser realizados nos rejeitos para determinar seu comportamento quando submetido a esses esforços.

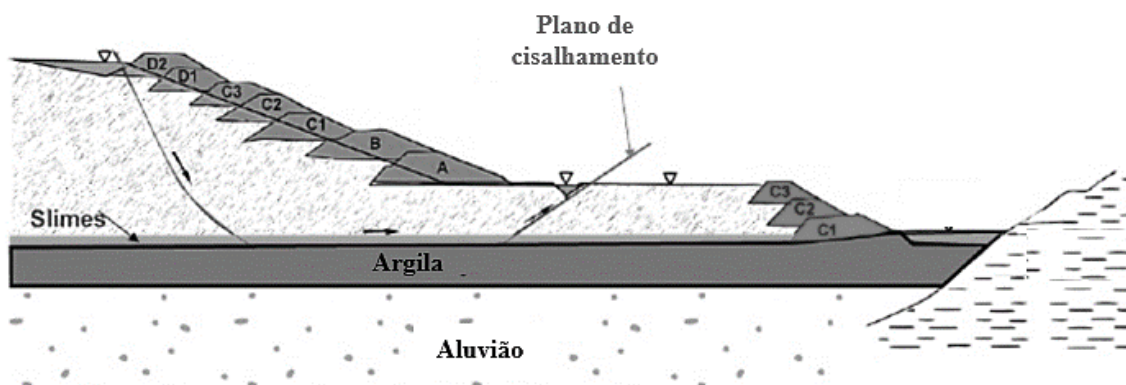


Figura 1.3. Indicação da superfície de ruptura na barragem de Kingston (EACOM, 2008)

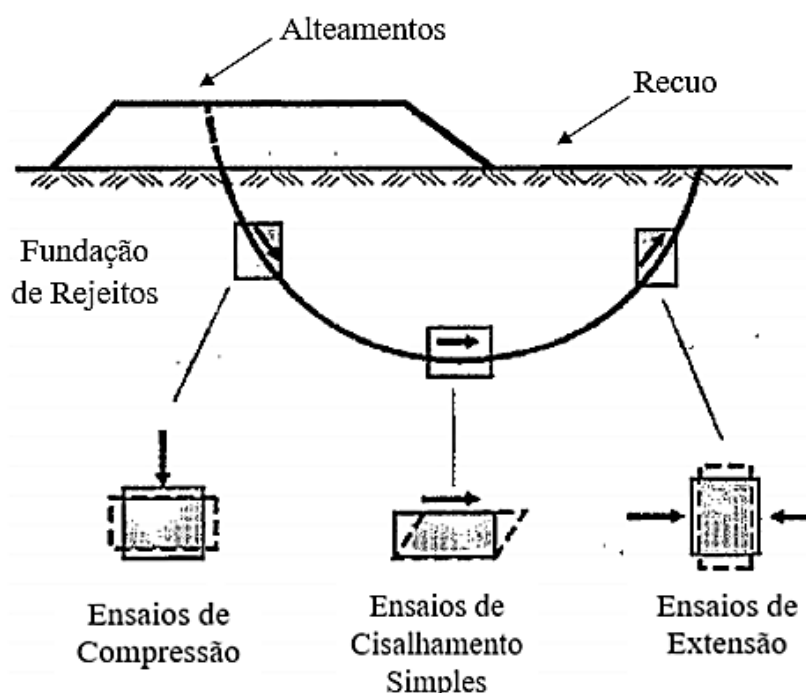


Figura 1.4: Diferentes solicitações numa possível superfície de ruptura (BJERRUM, 1973)

## 1.2. Objetivos da pesquisa

O objetivo principal deste trabalho foi realizar ensaios triaxiais de extensão por descarregamento vertical em um rejeito de minério de ferro, a fim de determinar o ângulo de atrito do material para esta solicitação e determinar os parâmetros no estado de regime permanente para a condição de extensão.

Esses resultados foram comparados com os obtidos por meio de ensaios de compressão no mesmo material.



Diversos autores (ROSCOE *et al.*, 1963; YAMAMURO e LADE, 1995; LADE *et al.*, 1996) ressaltam que em ensaios triaxiais de extensão convencionais em areias ocorrem deformações radiais não uniformes e surgimento de um estreitamento no corpo de prova (denominado “*neck*”), que tornam os cálculos teóricos de tensões inapropriados.

YAMAMURO e LADE (1995) e LADE e WANG (2012) propõem um aparato que condiciona deformações uniformes durante ensaios de extensão que, segundo os autores, seria a maneira mais correta de determinar o comportamento de areias sob essa sollicitação. Todavia, esta solução depende da fabricação deste aparato e de sua adaptação nos equipamentos convencionais, e, além disso, não permite um acompanhamento das deformações radiais no decorrer do ensaio.

Outros autores já consideram que a determinação da deformação radial verdadeira, no local do surgimento do “*neck*”, poderia se mostrar uma solução confiável. Por exemplo, WU e KOLYMBAS (1991) utilizaram medidores de deformações radiais e LAM e TATSUOKA (1988) mediram a área cisalhada a partir de fotografias impressas, entretanto, ambas as soluções também apresentam desvantagens. Na primeira, fixar os medidores de deformação no CP não é trivial e, a posição de fixação pode não coincidir com a região de formação do *neck*. Na segunda, erros de medição, relacionados à ferramenta de medida e também à interpretação do operador, pode afetar os resultados.

Assim, como objetivo secundário, este trabalho buscou desenvolver um procedimento simples e acessível, que permita a determinação das deformações radiais e das variações de volume na região do “*neck*” empregando uma câmera fotográfica digital combinada com um software CAD. Desta forma seria possível verificar se deformações radiais calculadas desta maneira, ao longo do ensaio, permitiriam obter os verdadeiros níveis de tensão envolvidos no ensaio de extensão.

### **1.3. Organização da dissertação**

Este trabalho foi organizado em 7 capítulos, além do capítulo de referências bibliográficas.

Este primeiro capítulo é uma introdução sucinta ao assunto de mineração no país e às formas de descarte dos resíduos gerados pela atividade. Além disso, traz a motivação da pesquisa e seus objetivos principais.

No capítulo 2 é apresentada uma breve revisão bibliográfica sobre a resistência ao cisalhamento e estados de regime permanente de solos arenosos, visto que o rejeito de minério estudado tem curva granulométrica correspondente à areia fina.

Como os ensaios triaxiais de extensão ainda são relativamente raros no Brasil, o capítulo 3 traz uma explicação sobre o procedimento do ensaio, bem como alguns cuidados e problemas identificados por diversos autores. Ainda são apresentados resultados de ensaios triaxiais de extensão realizados em solos arenosos por diversos pesquisadores.

O capítulo 4 apresenta a área de estudo e o material que foi coletado, bem como resultados de alguns ensaios obtidos em pesquisas anteriores para este mesmo material.

No capítulo 5 está descrita a metodologia utilizada nesta pesquisa, bem como as correções adotadas nos cálculos e uma explicação minuciosa sobre a utilização de imagens fotográficas.

Os resultados obtidos e as análises estão apresentados e discutidos no capítulo 6.

Por fim, no capítulo 7, estão reunidas todas as conclusões deste trabalho.

## 2. RESISTÊNCIA DE SOLOS ARENOSOS

Neste capítulo são apresentados conceitos relacionados à resistência de solos arenosos, bem como os fatores de influência. A composição do rejeito de minério utilizado nesta pesquisa justifica a opção por focar no comportamento mecânico deste tipo de solo, pois o rejeito é um material com granulometria de areia, com pequena porcentagem de finos.

Ao fim do capítulo, é abordada a Teoria dos Estados de Regime Permanente, ambas utilizadas na previsão de comportamento tensão-deformação de solos e atualmente aplicadas ao comportamento mecânico de rejeitos de mineração.

### 2.1. Resistência ao cisalhamento de solos arenosos

A resistência ao cisalhamento de solos arenosos pode ser expressa pela equação 2.1.

$$\tau_{ff} = \sigma'_{ff} \tan \phi' \quad \text{[Equação 2.1]}$$

Onde:

$\tau_{ff}$ , é a tensão cisalhante no plano de ruptura, no momento da ruptura

$\sigma'_{ff}$  é a tensão normal efetiva no plano de ruptura, no momento da ruptura

$\phi'$  é o ângulo de atrito efetivo do solo

O valor do ângulo de atrito efetivo do solo ( $\phi'$ ) pode ser considerado como a soma de dois fatores: o ângulo de atrito a volume constante ( $\phi_{cv}$ ) e uma parcela referente ao fenômeno de dilatação ( $\psi$ ).

O ângulo de atrito a volume constante ( $\phi_{cv}$ ) está relacionado com o atrito que se dá no contato entre partículas do solo. Este atrito será influenciado pelo atrito entre os minerais que as compõem, representado como  $\tan\phi_{\mu}$ , e também pelo formato e superfície dessas partículas do solo. Esses fatores serão melhor explicados adiante.

O fenômeno de *dilatância* pode ser a partir da analogia do dente de serra (ROWE, 1963; BOLTON, 1986). Considere-se os blocos bipartidos da Figura 2.1a) e Figura 2.1b), um com superfície de contato lisa e outro denteada.

Para qualquer um dos dois blocos, o deslizamento só irá ocorrer quando as resultantes das forças na superfície de contato fizer um ângulo com a normal igual a um ângulo de atrito específico de cada caso. No primeiro caso, como não é necessário deslocamentos verticais, o ângulo de atrito será correspondente ao ângulo de atrito de volume constante ( $\phi_{cv}$ ). Porém, no segundo caso, devido a inclinação dos dentes, o ângulo de atrito total, será a soma da parcela do ângulo de atrito a volume constante ( $\phi_{cv}$ ) e o ângulo dos dentes ( $\psi$ ) (FERNANDES, 2016).

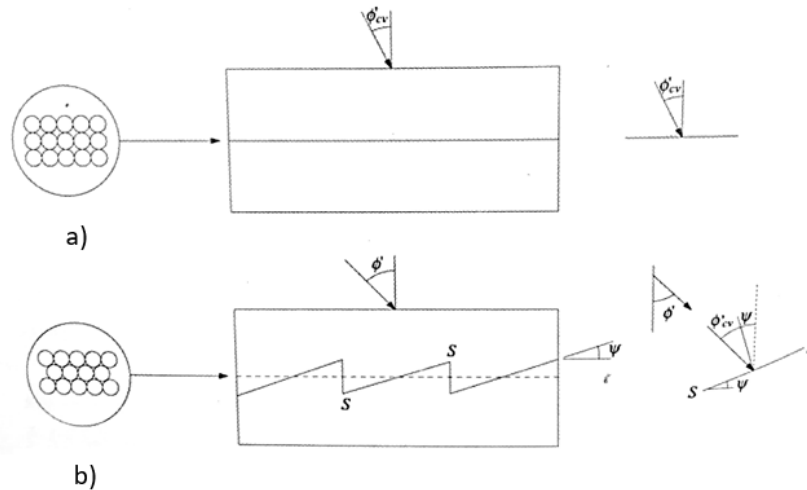


Figura 2.1. Analogia do dente de Serra a) superfície lisa e b) superfície dentada (imagem retirada de FERNANDES, 2016)

Considerando então que a Figura 2.1a) representa uma areia fofa e a Figura 2.2b) uma areia compacta, o valor de  $\psi$  estará associado à variação de volume do solo. No caso de uma areia fofa, com aproximadamente  $\psi = 0$ , o solo não apresentaria variação de volume e, seu ângulo de atrito efetivo máximo seria o próprio ângulo de atrito a volume constante ( $\phi_{cv}$ ). Já para uma areia compacta, com  $\psi > 0$ , o solo aumentaria seu volume e seu ângulo de atrito efetivo máximo, que é comumente denominado de ângulo de atrito de pico ( $\phi'_{pico}$ ), seria a soma das duas parcelas e pode ser representado pela Equação 2.2.

$$\phi'_{pico} = \phi_{cv} + \psi \quad \text{[Equação 2.2]}$$

BOLTON (1986), a partir de dados experimentais, mostrou que a Equação 2.3 melhor descreve o ângulos de atrito de pico de areias

$$\phi'_{pico} = \phi_{cv} + 0,8\psi \quad \text{[Equação 2.3]}$$

O valor de  $\psi$ , denominado ângulo de dilatância, é melhor interpretado e calculado a partir de ensaios de cisalhamento direto e pode ser definido como o declive pontual da curva de deformações volumétricas *versus* distorções (FERNANDES, 2016).

## 2.2. Fatores que influenciam o ângulo de atrito de solos arenosos

### 2.2.1. Características do solo

Para um mesmo índice de vazios do solo, sob a mesma tensão efetiva, os fatores que podem influenciar no valor do ângulo de atrito são: forma das partículas; distribuição granulométrica, mineralogia e tamanho médio das partículas (LAMBE & WHITMAN, 1969).

Em relação ao tamanho médio das partículas, LAMBE & WHITMAN (1969) afirmam que areias com grãos maiores possuiriam maior grau de *interlocking* (imbricamento), porém esse efeito poderia ser compensado pelo grau de fraturamento e quebra das partículas devido à concentração de tensões nos contatos. Quanto maior o tamanho da partícula, menor o número de pontos de contato e a área de contato, o que gera maior concentração de tensões nos contatos. Logo, neste caso, o efeito do tamanho das partículas final no ângulo de atrito poderia ser desprezado.

O efeito da forma das partículas é evidente, pois grãos de formato mais irregular tendem a ter grau de *interlocking* maior do que grãos arredondados e lisos, e consequentemente, maior ângulo de atrito. A Figura 2.2 mostra as possíveis formas de grãos de areias.

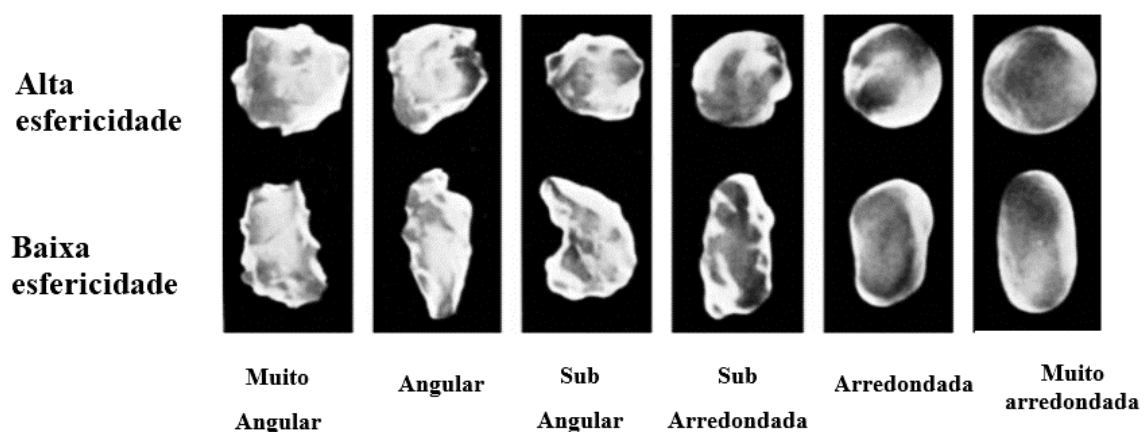


Figura 2.2. Exemplos de formas de partículas (MITCHELL e SOGA, 2005)

Quando se analisa a distribuição granulométrica, sabe-se que areias bem graduadas possuem maior grau de “*interlocking*” do que areias mal graduadas (ou uniformes). Isso ocorre porque areias bem graduadas possuem grãos com diversas

dimensões, possibilitando um arranjo das partículas com os grãos menores preenchendo os espaços dos grãos maiores. Dessa forma, o ângulo de atrito deste material será maior.

A Tabela 2.1 relaciona os efeitos da distribuição granulométrica, compactidade e forma das partículas com o valor do ângulo de atrito de pico de uma areia.

Tabela 2.1. Efeitos da forma, compactidade e distribuição granulométrica no ângulo de atrito de pico (Sowers and Sowers, 1951 apud LAMBE & WHITMAN, 1969)

Forma da partícula e Graduação	Areia Fofa	Areia Densa
Arredondada e Uniforme	30°	37°
Arredondada e bem graduada	34°	40°
Angular e uniforme	35°	43°
Angular e bem graduada	39°	45°

Por fim, tem-se a mineralogia do material, que irá influenciar diretamente no valor de  $\tan\phi_\mu$ . A maioria das areias é composta por quartzo e feldspato, que possuem valores semelhantes de  $\tan\phi_\mu$ . Logo essa é uma característica que pouco varia entre muitos solos arenosos. Cabe ressaltar, entretanto, que o ângulo de atrito pode ser significativamente afetado em solos com altos teores de partículas micáceas, pois a mica possui um baixo valor de  $\tan\phi_\mu$ .

### 2.2.2. Índice de vazios inicial

Devido ao fenômeno de *dilatância*, o índice de vazios no início do cisalhamento influencia na resistência do solo. A partir de ensaios triaxiais de compressão TAYLOR (1948) avaliou o comportamento de dois corpos de prova, com a mesma tensão confinante ( $\sigma_3=30 \text{ psi} \cong 207 \text{ kPa}$ ), mas com índices de vazios iniciais diferentes. Os resultados, que foram apresentados por LAMBE & WHITMAN (1969), encontram-se na Figura 2.3.

TAYLOR (1948) extrapolou as curvas de tensão desviadora e variação volumétrica a fim de entender o comportamento dos materiais em grandes deformações. O corpo de prova no estado compacto ( $e = 0,605$ ) apresentou um pico na curva de tensão desviadora x deformação axial, seguido por uma queda. Já o corpo de prova fofo ( $e = 0,834$ ) apresentou um crescimento da tensão desviadora com o aumento da deformação até um patamar e continuou aproximadamente constante.

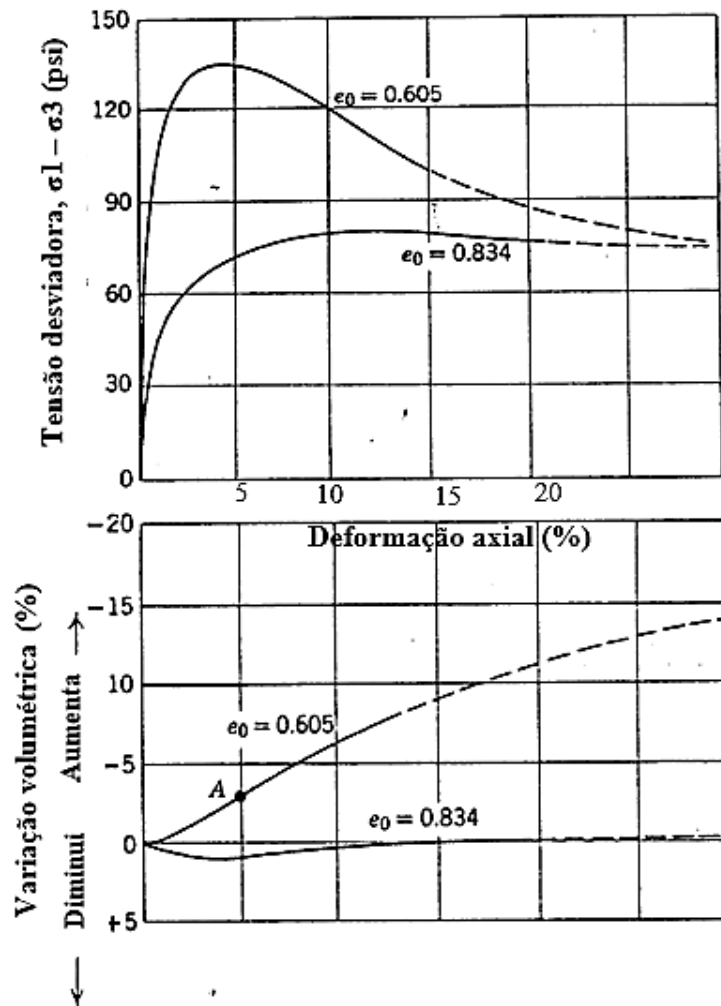


Figura 2.3. Comportamento em ensaio triaxial em função do índice de vazios inicial (TAYLOR (1948), apud LAMBE & WHITMAN, 1969)

Esse comportamento é explicado pela curva de deformação volumétrica x deformação axial, onde pode-se observar o fenômeno de dilatância no corpo de prova compacto que teve um aumento de aproximadamente 15% em seu volume, enquanto o fofo manteve-se aproximadamente constante. Logo, a dilatância proporcionou um incremento na tensão desviadora e, conseqüentemente, no ângulo de atrito do material, chamado neste caso de ângulo de atrito de pico ( $\phi'_{pico}$ ).

Na Figura 2.4 tem-se a relação entre o valor do ângulo de atrito efetivo ( $\phi'$ ) e o índice de vazios inicial para uma areia de granulometria média. Neste gráfico pode-se observar as parcelas do ângulo de atrito a volume constante ( $\phi_{cv}$ ) e da dilatância ( $\psi$ ) que constituem o valor  $\phi'$ , e ainda o ângulo de atrito dos minerais ( $\phi_{\mu}$ ).

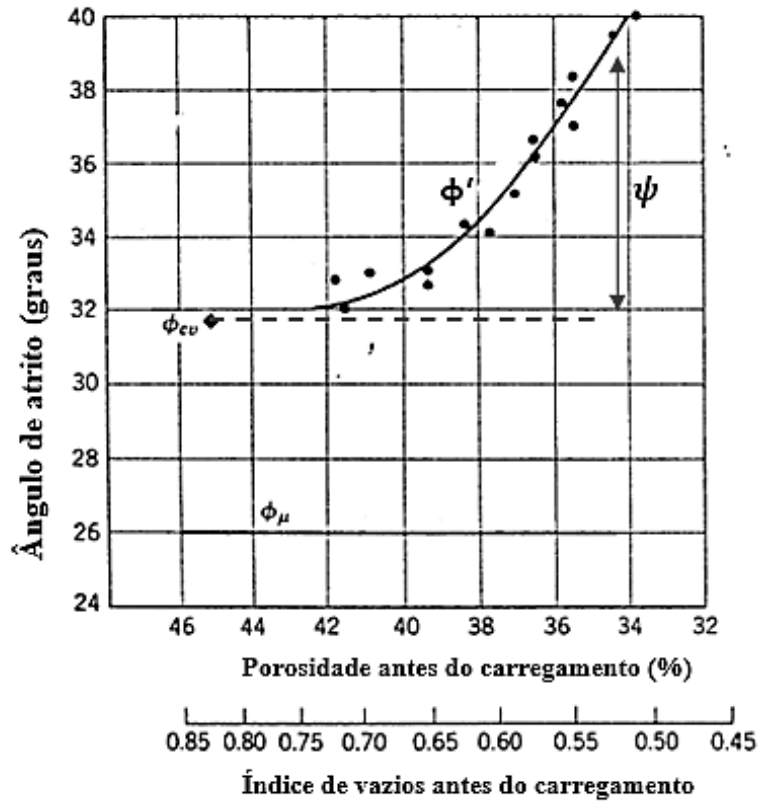


Figura 2.4. Ângulo de atrito x Índice de vazios inicial (ROWE, 1962 apud LAMBE & WHITMAN, 1969)

### 2.2.3. Tensão confinante

Com intuito de verificar a influência da tensão confinante no solo, LEE E SEED (1967) compararam resultados de ensaios de compressão triaxial drenados em corpos de prova com índices de vazios semelhantes, mas com diferentes valores de tensão confinante, na areia do Rio Sacramento.

Os resultados são apresentados em função da razão entre as tensões principais ( $\sigma_1/\sigma_3$ ). Na Figura 2.5 tem-se os resultados para a areia compacta ( $D_r \sim 100\%$ ). Os valores de tensão confinante para os ensaios numerados de (1) a (6) foram, respectivamente, 100 kPa, 300 kPa, 1.050 kPa, 2.000 kPa, 3.000 kPa, 4.000 kPa e 12.000 kPa.

Da mesma forma, na Figura 2.6 tem-se os resultados para a areia fofa ( $D_r \sim 25\%$ ). Neste caso, as tensões confinantes foram de 100 kPa, 200 kPa, 450 kPa, 1.270 kPa, 2.000 kPa, 4.000 kPa e 12.000 kPa, para os ensaios de (1) a (7).



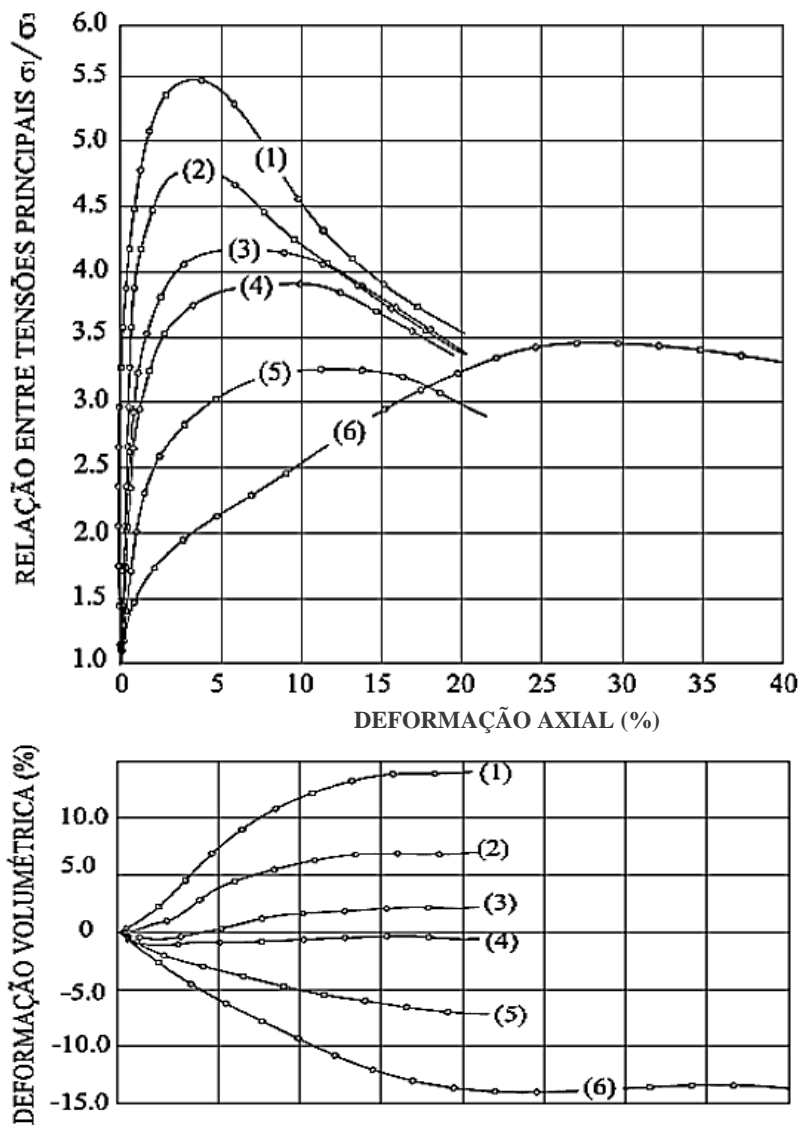


Figura 2.5. Influência da tensão confinante na resistência ao cisalhamento da areia compacta (LEE e SEED, 1967)

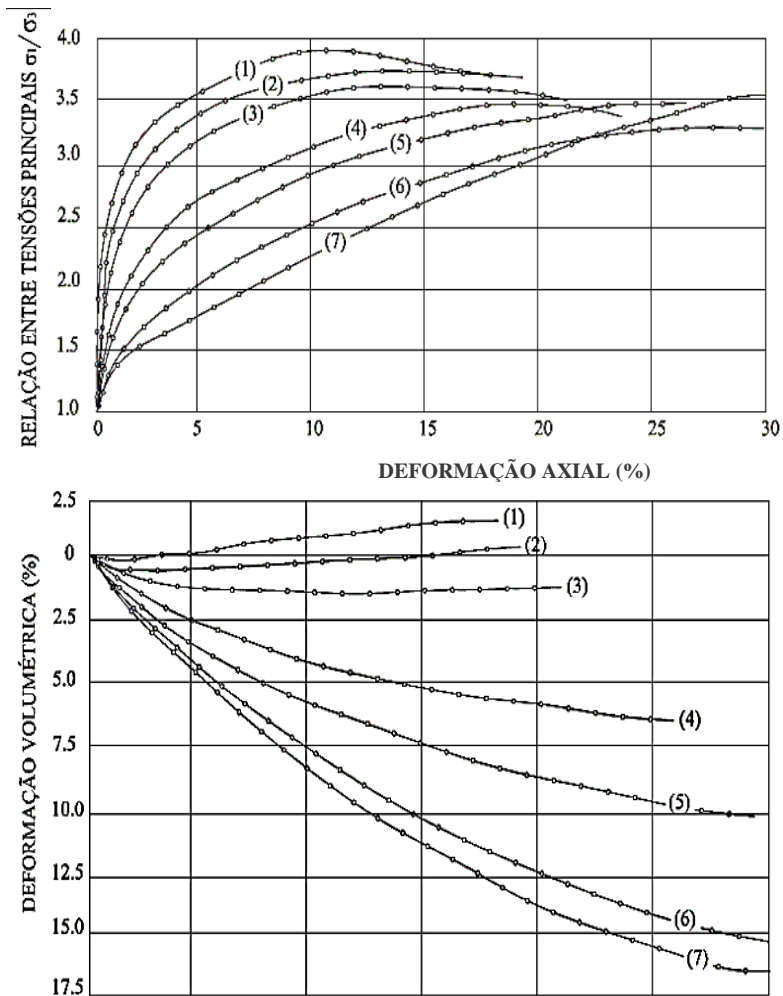


Figura 2.6. Influência da tensão confinante na resistência ao cisalhamento na areia fofa (LEE e SEED, 1967)

Estes resultados permitem observar que, com o aumento da tensão confinante, a deformação axial na ruptura aumenta e a razão máxima entre as tensões principais diminui. Ou seja, há uma diminuição da resistência do material com o crescimento da tensão confinante e, conseqüentemente, diminuição do ângulo de atrito de pico ( $\phi'_{pico}$ ).

Além disso, com o aumento da tensão confinante, menor é a tendência de expansão do material, de forma que as amostras que inicialmente dilatavam, passam a contrair e comportam-se como areias fofas, como pode-se ver nos ensaios de números (5) e (6) na Figura 2.5.

Gerando envoltórias de resistência a partir destes ensaios triaxiais de compressão, LEE E SEED (1967) perceberam que a envoltória de pico para areias é curva e não-linear. Sob baixas tensões confinantes, a componente de dilatação eleva o valor do ângulo de atrito, especialmente nas areias mais compactas. Na faixa de tensões confinantes média a elevadas, o fenômeno de dilatação é impedido. E na faixa de tensões muito elevadas,

pode ocorrer quebra de grãos, e conseqüentemente, um rearranjo das partículas, tendendo a uma matriz mais compacta e assim mais resistente.

Por fim, os resultados de LEE E SEED (1967) indicaram que, independentemente do valor de tensão confinante, as razões entre as tensões principais dos diversos ensaios tenderam a um mesmo valor em grandes deformações.

Comportamento semelhante foi identificado nos ensaios de TAYLOR (1948), apresentados anteriormente na Figura 2.3. Após deformações axiais da ordem de 20%, os corpos de prova tenderam alcançar o mesmo valor de tensão desviadora, e mais que isto, os valores de deformações volumétricas levaram os corpos de prova para o mesmo índice de vazios final.

Este índice de vazios foi definido por CASAGRANDE (1936) como índice de vazios crítico ( $e_{cr}$ ) e o ângulo de atrito correspondente a estes valores finais de tensões desviadoras foi definido como ângulo de atrito crítico ( $\phi'_{cr}$ ). Estas definições foram a base para o desenvolvimento da Teoria dos Estados Críticos, que será apresentada adiante.

#### **2.2.4. Tensão principal intermediária ( $\sigma_2$ )**

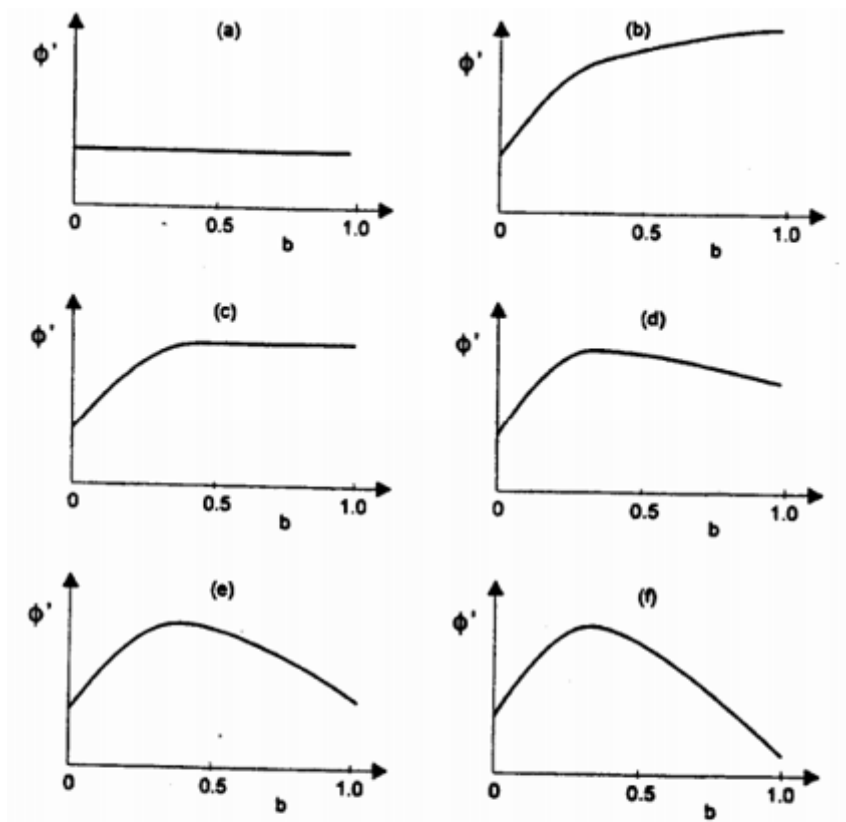
Frequentemente a influência de  $\sigma_2$  é desprezada, visto que o critério de ruptura de Mohr-Coulomb mais utilizado em análises geotécnicas é formulado em termos de  $\sigma'_1$  e  $\sigma'_3$  e os ensaios de laboratório mais comuns não permitem o controle independente de  $\sigma'_2$  (SAYÃO, 1989).

BISHOP (1966) propôs o parâmetro **b** para avaliar a influência de  $\sigma_2$ , onde  $b = (\sigma_2 - \sigma_3) / (\sigma_1 - \sigma_3)$ . Ele representa a magnitude relativa de  $\sigma_2$  em relação às outras tensões principais e varia de 0 a 1, sendo 0 nos ensaios triaxiais de compressão e 1 nos triaxiais de extensão.

A Figura 2.7 mostra diversas relações do parâmetro **b** com o ângulo de atrito efetivo ( $\phi'$ ) obtidas por diversos autores e apresentadas por SAYÃO (1989). Na maioria dos resultados, o valor mínimo de  $\phi'$  ocorre quando  $b=0$ , condição de compressão triaxial e, à medida que  $b$  aproxima-se de 0,25-0,50, próximo ao estado de deformação plana, tem-se o valor máximo de  $\phi'$ . Já para valores maiores que 0,5, aproximando-se da condição de extensão, os resultados mostram-se contraditórios.

Segundo SAYÃO (1989) as diferenças entre os resultados encontrados para  $b$  maior que 0,5 podem ser explicadas pelos seguintes fatores: a) anisotropia da estrutura

do solo; b) direção do carregamento; c) variação da tensão média ( $\sigma_m = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$ ); d) técnica de ensaio (carregamento ou descarregamento); e) erros experimentais.



CURVA	REFERÊNCIA	DENSIDADE RELATIVA
(a)	Bishop (1966)	Fofa
(b)	Lade & Duncan (1973) Reades & Green (1976)	Fofa Fofa a Compacta
(c)	Green (1971) Lade & Duncan (1973)	Fofa a Compacta Compacta
(d)	Ergun (1981) Haruyama (1981)	Compacta Fofa
(e)	Sutherland & Mesdary (1969) Ramamurthy & Rowat (1973)	Fofa a Compacta Compacta
(f)	Shankariah & Ramamurthy (1980)	Média a Compacta

Figura 2.7. Relação de  $\phi'$  com o parâmetro b em areias (resultados reunidos por SAYÃO, 1989)

A Figura 2.8 apresenta a relação entre a porosidade inicial do material e o ângulo de atrito efetivo, obtida de resultados de ensaios triaxiais de compressão e ensaios de deformação plana realizados por CORNFORTH (1964). Pode-se observar que os valores de ângulo de atrito obtidos nos ensaios de deformação plana são maiores do que em compressão. Isso pode ser explicado pela diferença na liberdade de deformação entre um ensaio e outro. No ensaio de compressão triaxial as partículas de solo podem se movimentar mais do que no ensaio de deformação plana (LAMBE & WHITMAN, 1969).

A diferença dos resultados é maior para as amostras mais compactas e torna-se menor para as amostras mais fofas.

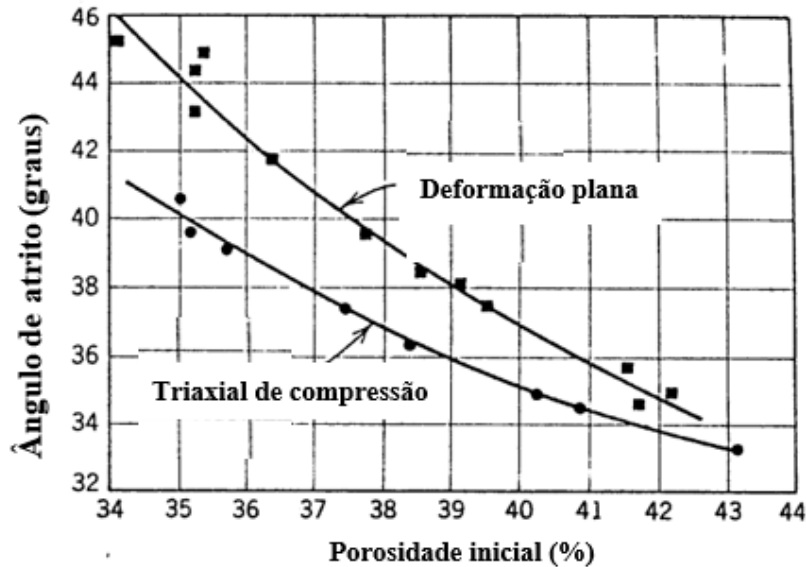


Figura 2.8. Comparação entre ensaio triaxial convencional e ensaio de deformação plana (CORNFORTH, 1964, apud LAMBE e WHITIMAN, 1969).

### **2.2.5. Condições do carregamento**

As condições de carregamento podem ser avaliadas sob três aspectos: condições de drenagem, velocidade do carregamento e tipo de carregamento.

As condições de drenagem estão diretamente ligadas à velocidade de carregamento. Como materiais arenosos são muito permeáveis e pouco compressíveis (alto coeficiente de adensamento), em geral, o carregamento se dá de forma drenada. Para as velocidades comuns de carregamento, os excessos de poropressão são dissipados instantaneamente.

Entretanto, em certos casos, como por exemplo em carregamentos cíclicos (produzidos por abalos sísmicos) ou carregamentos estáticos extremamente rápidos, como os que ocorrem durante um escorregamento, pode ocorrer uma elevação súbita da poropressão, reduzindo a tensão efetiva. Dependendo do índice de vazios e do estado de tensões inicial, esta elevação da poropressão pode ser tão grande a ponto do solo perder grande parte ou toda a sua resistência. Este fenômeno é conhecido como liquefação (BEEN & JEFFERIES, 2016), estudado melhor a partir da Teoria dos Estados Críticos.

O tipo de carregamento está ligado à maneira como se desenvolvem as tensões no solo até a ruptura, avaliado a partir de caminhos de tensões efetivas. A Figura 2.9 apresenta caminhos de tensões efetivas típicos para quatro modalidades de ensaios triaxiais drenados e exemplos de problemas geotécnicos relacionados.

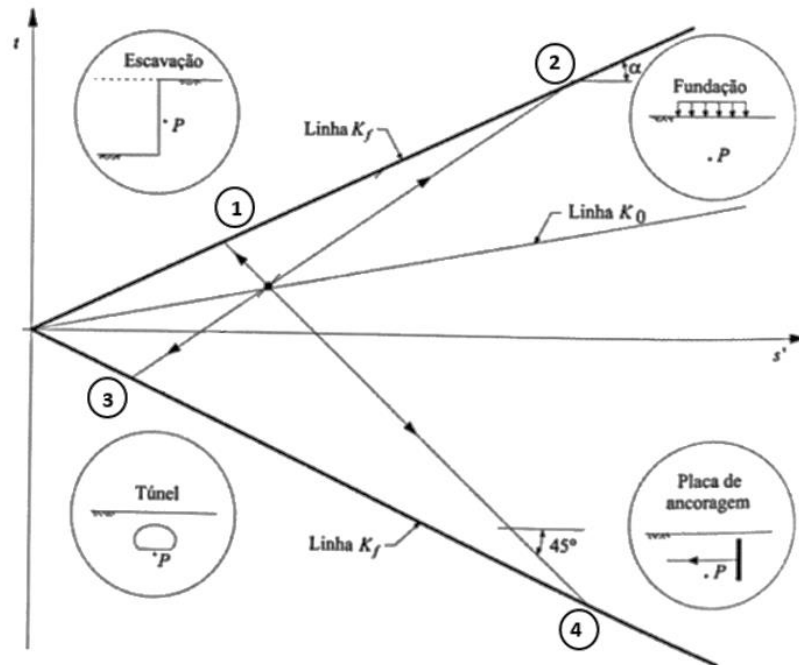


Figura 2.9. Exemplos de caminhos de tensões efetivas e problemas de campo associados (FERNANDES, 2016).

Os caminhos 1 e 2 representam ensaios de compressão triaxial. No caminho 1, mantém-se a tensão vertical constante enquanto diminui a tensão confinante. No caminho 2, mantém-se constante a tensão na câmara e aumenta-se a tensão vertical. Este último é o caminho mais utilizado na prática, sendo o ensaio de compressão triaxial convencional.

Os caminhos 3 e 4 representam os ensaios de extensão triaxial. No caminho 3, a tensão vertical é reduzida mantendo-se constante a tensão na câmara. No caminho 4, a tensão vertical é mantida constante enquanto a tensão da câmara é aumentada.

Neste ponto pode-se observar que a influência de  $\sigma_2$  está ligada ao tipo de caminho de tensões escolhida para o ensaio, assim como ao parâmetro **b**. Como apresentado no item 2.2.5, há resultados que indicam o ângulo de atrito obtido pelos ensaios de compressão igual ao obtido pelos ensaios de extensão, enquanto outros que indicam uma diferença significativa. Resultados de ensaios de extensão em areias serão apresentados e discutidos no capítulo 3.

### 2.3. Envoltória de resistência de areias

Conhecendo o mecanismo de resistência dos solos arenosos e os fatores que o influenciam, pode-se definir a envoltória de resistência, em geral representada pelo modelo de Mohr-Coulomb.

Devido à influência da dilatação e dos níveis de tensões atuantes, conclui-se que o fenômeno de resistência não depende apenas do atrito entre as partículas e, por isso, a envoltória de resistência real é curva e não linear. Além disto, a envoltória de resistência representará o comportamento de uma dada areia com um dado índice de vazios inicial ( $e_0$ ) (FERNANDES, 2016).

Para baixos valores de tensões normais, a influência da parcela inerente ao grau de *interlocking* será maior, o que conduzirá a valores maiores de ângulo de atrito. Com o aumento das tensões normais, essa parcela torna-se desprezível comparada com a parcela da resistência por atrito e a envoltória aproxima-se de uma reta que passa pela origem.

A Figura 2.10 ilustra essa explicação. Na Figura 2.10a) tem-se dois círculos de Mohr obtidos por ensaios com níveis de tensões diferentes e seus ângulos de atrito correspondentes (chamados de ângulos de atrito secantes) e, na Figura 2.10b) tem-se a envoltória real e uma possível aproximação linear para aplicação prática em engenharia geotécnica.

Conhecida a possível faixa de tensões atuante no problema de campo, determina-se uma envoltória agora linear, definida pela Equação 2.4.

$$\tau = c' + \sigma' \tan \phi' \quad [\text{Equação 2.4}]$$

Sendo, no caso de areias,  $c'$  o intercepto coesivo, com significado apenas matemático.

Importante observar que a envoltória de resistência só prevê os possíveis estados de tensões na ruptura do material. Com o aumento da necessidade de se prever também os níveis de deformações, a Teoria dos Estados Críticos e a Teoria dos Estados de Regime Permanente foram desenvolvidas. Com elas, pode-se compreender a interação entre as tensões normais, as tensões cisalhantes, e as deformações durante o processo de cisalhamento, fornecendo então uma previsão completa do comportamento mecânico de um solo.

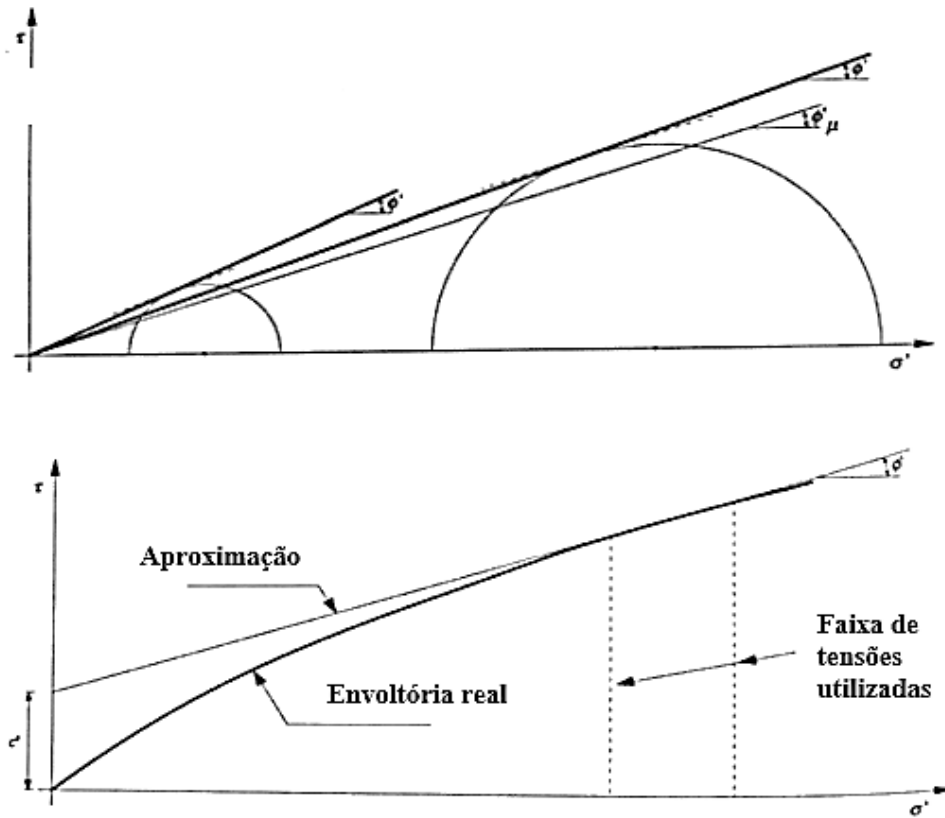


Figura 2.10. Envoltória de resistência de areias a) ângulo de atrito tangente à dois níveis de tensões distintos. b) Envoltória real x aproximação linear (FERNANDES, 2016).

## 2.4. Estados de Regime Permanente em Solos Arenosos

Segundo BEEN & JEFFERIES (2016), a primeira teoria que relacionava as três variáveis de estado de um solo (tensões normais, cisalhantes e compactidade) foi desenvolvida por SCHOFIELD e WROTH (1968), e ficou conhecida como Mecânica dos Solos dos Estados Críticos, nomenclatura derivada da teoria do Índice de Vazios Crítico definida por CASAGRANDE (1936).

Após o desenvolvimento da Teoria dos Estados Críticos, surgiu a definição do Estado de Regime Permanente (POULOS, 1981).

### 2.4.1. Estado de Regime Permanente x Estado Crítico

Os estados críticos, definido por ROSCOE *et al.* (1958), são os estados no qual o solo continua deformando-se sob tensões efetivas e índice de vazios constantes.



POULOS (1981) definiu os Estados de Regime Permanente (SS - *Steady State*) como os estados em que a massa de solo se deforma com volume, tensões efetivas (normais e cisalhantes) e velocidade constantes. Este estado é alcançado após ocorrer toda orientação das partículas (em solos argilosos) e após toda quebra de grãos, caso haja, para aquele nível de tensões.

Segundo BEEN & JEFFERIES (2016), pesquisadores dos Estados Críticos de solos arenosos nas décadas de 1970 e 1980, baseavam-se em ensaios drenados em amostras dilatantes, com deformação controlada. Enquanto outros utilizavam ensaios não drenados com tensão controlada em amostras contrativas para determinar o estado de regime permanente. Contudo, BEEN & JEFFERIES (2016) concluíram que boa parte das diferenças percebidas entre os dois estados para solos arenosos devia-se a problemas de interpretação dos ensaios.

A principal diferença entre as duas definições está no fato de que a velocidade de deformação constante é também uma condição para alcançar os estados de regime permanente (SLADEN *et al.*, 1985). Dessa forma, as diferenças poderiam ser significativas para comportamento de argilas, mas desprezíveis quando se estuda o comportamento de areia. Portanto, neste trabalho será aceito que, para areias, os estados críticos e os estados de regime permanente são os mesmos, e as nomenclaturas utilizadas aqui serão as seguidas por TELLES (2017), considerando os Estados de Regime Permanente.

#### **2.4.2. Linha de Regime Permanente**

De forma a facilitar a aplicação dos conceitos dos estados de regime permanente nos problemas práticos, CASTRO *et al.* (1982) consideraram útil a descrição de três elementos do solo: a tensão normal efetiva octaédrica ( $p'$ ), a diferença entre as tensões principais maior e menor ( $q$ ) e o índice de vazios ( $e$ ). Unindo todos os pontos referentes à condição nos estados de regime permanente, onde as tensões efetivas apresentassem uma relação única com o índice de vazios, determinar-se-ia a Linha de Regime Permanente (SSL – *Steady State Line*) (SLADEN *et al.*, 1985). A SSL no espaço 3D é curva e está representada na Figura 2.11.

No plano  $e:p'$  a SSL é uma curva, porém pode apresentar um comportamento linear quando representada num plano  $e:\ln p'$ , representada pela Equação 2.5.

$$e_{ss} = \Gamma - \lambda_{SSL} \times \ln(p'_{ss}) \quad \text{para } q < 0 \text{ ou } q > 0 \quad [\text{Equação 2.5}]$$

Onde:

$\lambda_{SSL}$  é a inclinação da SSL no espaço  $e:\ln p'$

$\Gamma$  é o valor do índice de vazios para  $p'_{ss}$  unitário

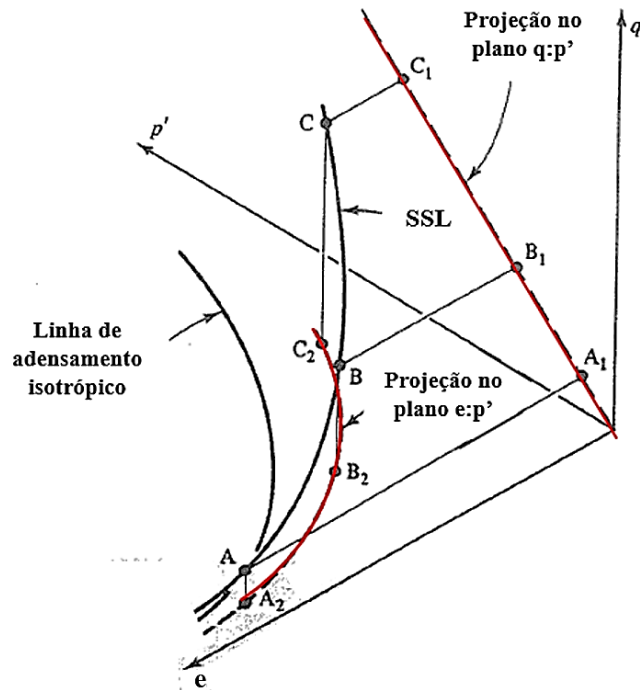


Figura 2.11. Linha de regime permanente no espaço  $q:p':e$  (ATKINSON & BRANSBY, 1978)

A teoria ainda prevê que a SSL e a Linha de Adensamento Isotrópico (ICL, *Isotropic Consolidation Line*) são paralelas (ATKINSON & BRANSBY, 1978). A Equação 2.6 define a ICL:

$$e = N - \lambda_{ICL} \times \ln(p'_0) \quad [\text{Equação 2.6}]$$

Onde:

$\lambda_{ICL}$  é a inclinação da ICL (igual a  $\lambda_{SSL}$ ) no espaço  $e:\ln p'$

$N$  é o valor do índice de vazios para  $p'_0$  unitário

$p'_0$  é o valor da tensão efetiva de adensamento isotrópico

BEEN & JEFFERIES (2016) ressaltam que  $\Gamma$ ,  $\lambda_{SSL}$  e  $N$  são propriedades intrínsecas do solo, ou seja, não são afetadas pela estrutura, histórico de tensões, índice de vazios, etc.

No plano  $q:p$ 'a SSL é uma reta que passa pela origem e é representada pela Equação 2.7.

$$q_{ss} = M \times p'_{ss} \quad [\text{Equação 2.7}]$$

Os valores de  $p'_{ss}$  e  $q_{ss}$ , considerando os valores de tensão axial efetiva ( $\sigma'_a$ ) e tensão radial efetiva ( $\sigma'_r$ ), nos estados de regime permanente, são definidos pelas Equações 2.8 e 2.9, respectivamente.

$$p'_{ss} = \frac{\sigma'_a + \sigma'_r + \sigma'_r}{3} \quad [\text{Equação 2.8}]$$

$$q_{ss} = \sigma'_a - \sigma'_r \quad [\text{Equação 2.9}]$$

O valor de M irá depender da magnitude da tensão principal intermediária ( $\sigma'_2$ ) em relação às outras tensões principais (BEEN & JEFFERIES, 2016). Dessa forma, o valor de M para a condição de compressão triaxial ( $M_{tc}$ ) é definido pela Equação 2.10.

$$M_{tc} = \frac{6 \sin \phi'_{ss,tc}}{3 - \sin \phi'_{ss,tc}} \quad [\text{Equação 2.10}]$$

Onde  $\phi'_{ss,tc}$  é o ângulo de atrito no estado de regime permanente determinado por ensaios triaxiais de compressão.

Para a condição de extensão triaxial, o valor de  $M_{te}$ , facilmente demonstrado, se relaciona com o ângulo de atrito no estado de regime permanente obtidos em ensaios triaxiais de extensão ( $\phi'_{ss,te}$ ) de acordo com a Equação 2.11.

$$M_{te} = \frac{6 \sin \phi'_{ss,te}}{3 + \sin \phi'_{ss,te}} \quad [\text{Equação 2.11}]$$

BEEN & JEFFERIES (2016), utilizando os dados de ensaios de CORNFORTH (1961, 1964), na areia de Brasted, apresentam o valor de  $\phi'_{ss,te}$  de 27,9°, que corresponde a  $M_{te} = 0,8$ . Os valores encontrados de  $\phi'_{ss,tc}$  e  $M_{tc}$ , a partir de ensaios triaxiais de compressão foram de 31,6° e 1,27., respectivamente.

Outros autores, como BOLTON (1986) e GREEN (1971) relataram não encontrar diferenças significativas entre os ângulos de atrito nas condições de compressão e extensão (diferenças menores que 2°).

BEEN & JEFFERIES (2016) observam que, como há uma ausência geral de informações sobre o ângulo de atrito no estado de regime permanente ( $\phi'_{ss}$ ), tanto para

as condições de extensão triaxial quanto para deformação plana, e devido à variação encontrada nos poucos dados disponíveis, é comum utilizar a compressão triaxial como condição de referência para determinar o parâmetro  $M$ .

Essa variação dos valores encontrados para ângulo de atrito a partir de ensaios triaxiais de compressão ou de extensão também foi apresentada no capítulo 2 quando foi discutida a influência da tensão principal intermediária no ângulo de atrito efetivo do solo, bem resumido por SAYÃO (1989) na Figura 2.7.

Outros resultados relacionados com a determinação dos parâmetros do estado de regime permanente utilizando o ensaio triaxial de extensão serão apresentados no Capítulo 3.

### **2.4.3. Unicidade da SSL**

Segundo BEEN & JEFFERIES (2016) a aplicação da Teoria dos Estados Críticos em análises mais complexas, como na avaliação do potencial de liquefação de solos arenoso, requer a condição de SSL única, independente dos caminhos de tensões e das condições de ensaio. Se a unicidade da SSL for garantida, sempre será possível conhecer o comportamento quanto a deformação durante o cisalhamento do solo.

BEEN & JEFFERIES (2016) ainda ressaltam que alguns autores consideram a unicidade como a condição de relação única apenas para o índice de vazios crítico ( $e_{ss}$ ) e a tensão octaédrica ( $p'_{ss}$ ), isto é, os parâmetros  $\Gamma$  e  $\lambda_{SSL}$  não são afetados pelo caminho de tensões e processo de moldagem do CP. Por outro lado, há autores que só consideram unicidade quando, além de  $\Gamma$ ,  $\lambda_{SSL}$ , o parâmetro  $M$  também não é afetado, considerando então que para cada valor de  $p'_{ss}$ , existe apenas um valor de  $q_{ss}$  correspondente, independentemente do caminho de tensões.

### 3. ENSAIO TRIAXIAL DE EXTENSÃO

Neste capítulo serão apresentados conceitos relacionados ao ensaio triaxial de extensão, pois não é um ensaio de laboratório tradicional. Serão comentados problemas recorrentes e suas possíveis soluções, além de resultados de ensaios de extensão realizados em areias por diversos pesquisadores. Ao final, serão apresentados também resultados relacionados com a determinação dos parâmetros dos Estados de Regime Permanente a partir dos ensaios de extensão.

#### 3.1. O ensaio triaxial de extensão

O ensaio triaxial é um dos ensaios mais utilizados e versáteis para investigação do comportamento do solo. O ensaio permite reproduzir em laboratório diferentes condições de tensões e deformações, fornecendo parâmetros de resistência e de deformabilidade.

Num ensaio triaxial, tanto de compressão quanto de extensão, um corpo de prova cilíndrico é submetido a uma tensão radial ( $\sigma_r$ ) e a uma tensão axial ( $\sigma_a$ ). Supondo que não existam tensões cisalhantes nas bases nem nas geratrizes do corpo de prova, o plano horizontal e os planos verticais seriam os planos principais de tensões.

No ensaio de extensão,  $\sigma_r$  é a tensão principal maior ( $\sigma_1$ ) e também a tensão principal intermediária ( $\sigma_2$ ), enquanto  $\sigma_a$  é a tensão principal menor ( $\sigma_3$ ), ao contrário do ensaio de compressão ( $\sigma_a = \sigma_1$  e  $\sigma_r = \sigma_2 = \sigma_3$ ). A tensão desviadora ( $\sigma_d$ ) é a diferença entre  $\sigma_a$  e  $\sigma_r$  em ambos ensaios ( $\sigma_d = \sigma_a - \sigma_r$ ).

Os ensaios de compressão e extensão ainda podem ser de três categorias: adensado drenado (CD), adensado não-drenado (CU) e o ensaio não adensado e não drenado (UU) ou ensaio rápido. Os ensaios CD e CU possuem três etapas: saturação, adensamento e cisalhamento. Enquanto o ensaio UU possui apenas duas etapas: confinamento sem drenagem e cisalhamento.

A fase de adensamento pode ser realizada com tensões hidrostáticas ( $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ ), caracterizando o adensamento isotrópico (ou hidrostático), ou com tensões diferentes (geralmente  $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$ ), caracterizando o adensamento anisotrópico. Somente na última etapa, a de cisalhamento, que os ensaios de compressão e extensão diferem, e essa diferença aparece nos caminhos de tensões, como apresentados no item 2.2.5. Num ensaio de extensão, pode-se aumentar a tensão radial mantendo-se a vertical constante, ou pode-

se diminuir a tensão axial no topo do corpo de prova, aplicando para isso uma força de tração no pistão (extensão por descarregamento axial), mantendo a tensão radial constante.

A Figura 3.1 ilustra um típico equipamento de ensaio triaxial e as tensões atuantes num ensaio de extensão por descarregamento axial: a tensão confinante ( $\sigma'_c$ ) que é  $\sigma'_r$  e  $\Delta\sigma_d$  de tração que é igual à variação da tensão principal menor.

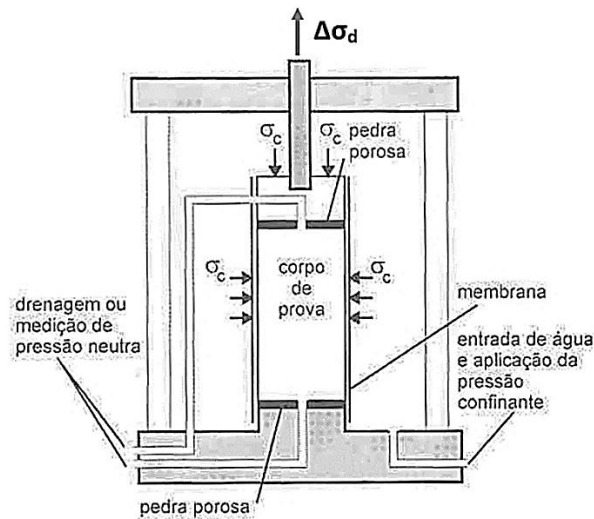


Figura 3.1. Esquema do triaxial de extensão por descarregamento axial (SOUZA PINTO, 2006).

HEAD (1986) explicou a variação de tensões principais num ensaio de extensão pela Figura 3.2, indicando que  $\sigma'_c$  (igual a  $\sigma'_r$ ) é aplicada no topo do corpo de prova no início da fase de cisalhamento e irá decrescer até um valor limite que será o valor de  $\sigma'_a$  na ruptura ( $\sigma'_{af}$ ), sempre positiva (compressão).

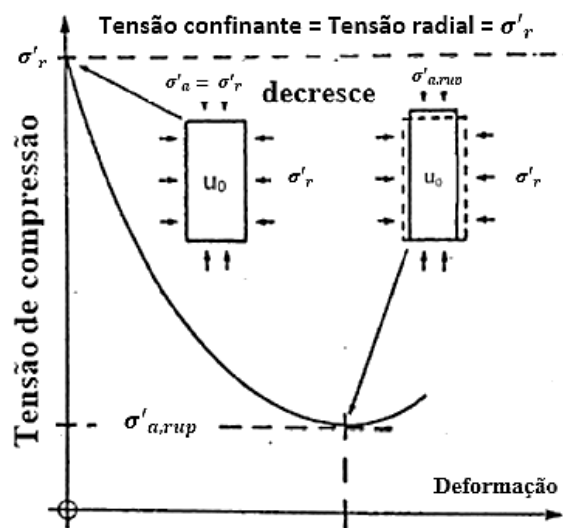


Figura 3.2. Variação das tensões principais num ensaio de extensão (HEAD, 1986)

Como as primeiras câmaras triaxiais foram elaboradas para ensaios de compressão, HEAD (1986) também explica as etapas e modificações necessárias a serem realizadas no equipamento convencional para que seja viável a realização de um ensaio de extensão, que são as seguintes: a) *topcap* e pistão interligados ou fixos, possibilitando a aplicação e medição de uma força ascendente; b) sistema de fixação da célula triaxial no prato da prensa (parafusos ou braçadeiras), para garantir que o movimento do prato seja transferido apenas para o deslizamento relativo entre a câmara e o pistão; c) medição direta do carregamento axial, sugerindo na época, anéis dinamométricos de tração ou o uso de dois anéis de compressão; além de alguns cuidados especiais.

Atualmente existem equipamentos modernos e automatizados que garantem executar todos os caminhos de tensões possíveis num ensaio triaxial, tanto por controle de deformação quanto por controle de tensão. Entretanto, os ensaios de extensão são mais propícios a erros que os de compressão e, por isso alguns cuidados devem ser tomados mesmos nos equipamentos mais modernos. Alguns deles serão descritos a seguir.

## **3.2. Problemas e cuidados no ensaio triaxial de extensão**

Nos ensaios triaxiais de extensão algumas correções no cálculo da tensão desviadora devem ser realizadas e alguns cuidados devem ser tomados referentes à execução do ensaio.

### **3.2.1. Influência da Membrana de Látex**

DUNCAN e SEED (1967) estudaram a influência da membrana em ensaios de compressão e concluíram que a correção é tão mais importante quanto menor o nível de tensões do ensaio ou quanto menor a resistência do material (por exemplo argilas moles). Por outro lado, num ensaio de extensão, a membrana de látex é submetida a um alongamento gerando uma força de tração na célula de carga.

WU e KOLYMBAS (1991) realizaram ensaios de extensão com intuito de verificar a parcela na tensão desviadora causada pela resistência da membrana. Utilizaram as seguintes hipóteses: I) não há deslizamento na interface membrana/corpo de prova; II) a membrana mantém um formato constante durante o cisalhamento, ou seja, um cilindro de parede fina; III) as deformações axiais do corpo de prova e da membrana são iguais e são medidas nos ensaios. IV) a espessura da membrana se mantém constante.

A Figura 3.3 mostra a aplicação da correção da membrana em um resultado de ensaio com tensão confinante de 50 kPa para uma areia compacta. Observa-se que a diferença entre as curvas se torna mais evidente após cerca de 3% de deformação, reduzindo o valor da ordenada no gráfico,  $(\sigma_1 - \sigma_3)/(\sigma_1 + \sigma_3)$ , que é o valor de  $\sin \phi'$ . WU e KOLYMBAS (1991) também concluíram que, para ensaios de extensão, a influência da membrana no ângulo de atrito é mais significativa para baixos níveis de tensão, como pode ser visto na Figura 3.4 (onde TC é ensaio de compressão e TE ensaio de extensão).

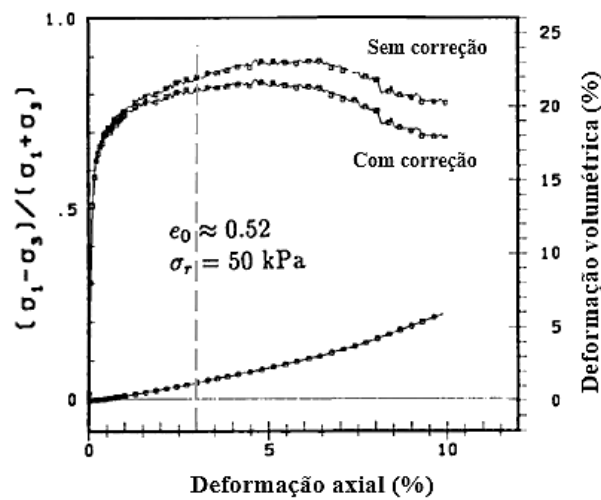


Figura 3.3. Efeito da membrana no resultado de ensaio triaxial de extensão (WU e KOLYMBAS, 1991)

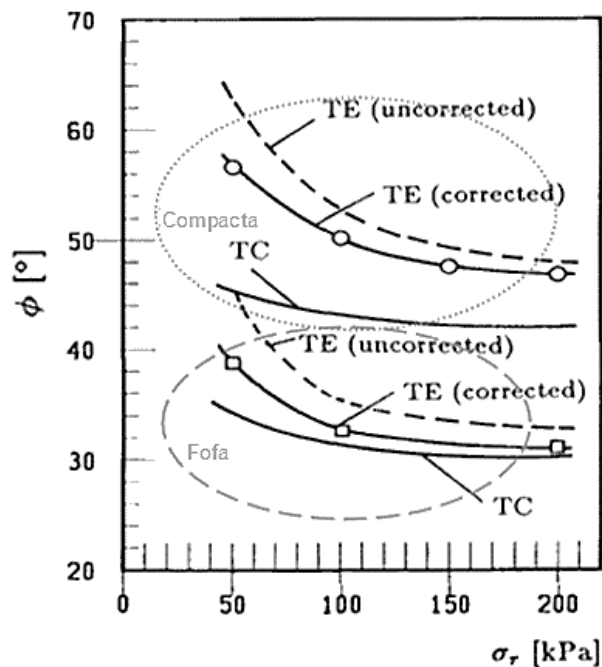


Figura 3.4. Efeito da membrana no ângulo de atrito medido (WU e KOLYMBAS, 1991)



### 3.2.2. Peso próprio do corpo de prova

WU e KOLYMBAS (1991) salientam que, em alguns casos, o efeito do peso próprio do corpo de prova não pode ser desprezado. A tensão axial no topo do corpo de prova é ligeiramente menor que na base pois nesta, ainda há o acréscimo de seu peso submerso. Na maioria dos ensaios, a magnitude do peso próprio é desprezível perto do nível de tensões envolvidas, porém, em ensaios com baixo nível de tensões isso pode ser diferente. WU e KOLYMBAS (1991) exemplificam com um ensaio em uma areia média, compacta, com  $e=0,53$  e  $G_s=2,65$ , tensão confinante de 50 kPa que teve uma força axial medida na ruptura de 20 N (correspondente à força no topo do corpo de prova). A força resultante do peso do corpo de prova, na base do corpo de prova, é de 6,7 N, ou seja, cerca de 30% do valor da força axial medida.

Esse fator pode ser responsável pelas deformações não uniformes nos ensaios de extensão, já que o estado de tensões varia ao longo da altura do corpo de prova (WU e KOLYMBAS, 1991). A Figura 3.5 mostra a influência da correção do peso próprio no ângulo de atrito do material. Percebe-se que a diferença é maior para areias compactas, pois o peso específico do material é maior.

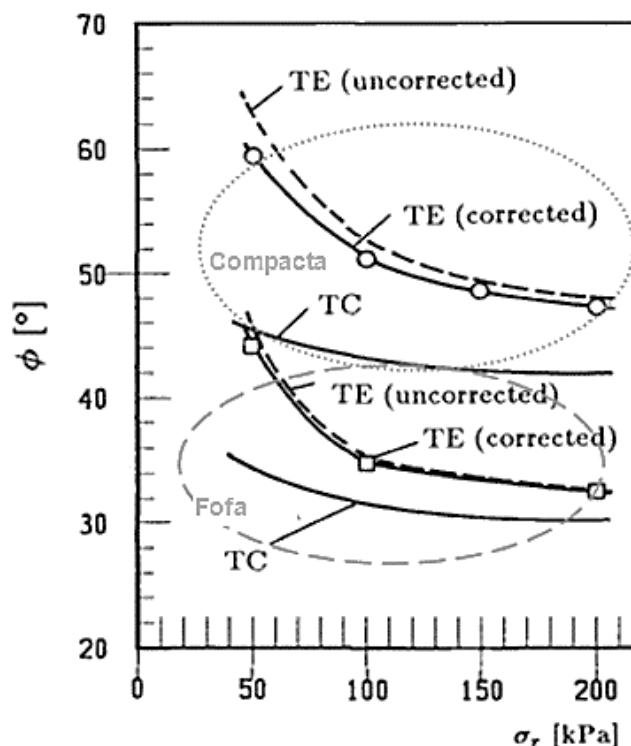


Figura 3.5. Efeito do peso próprio do CP no ângulo de atrito medido (WU e KOLYMBAS, 1991)

### **3.2.3. Deformações localizadas**

Uma das premissas de ensaios triaxiais em corpos de prova cilíndricos é que, com o avanço do ensaio, o corpo de prova se deforma como um cilindro reto, indicando que todas as partes da amostra participam igualmente no processo de deformação e resistência.

Entretanto, o que se vê na prática são deformações localizadas, que ocorrem devido a uma concentração de deformações numa pequena região do corpo de prova. Quando não consideradas, estas deformações localizadas causam erros nos cálculos de tensão desviadora do ensaio.

ROSCOE *et al.* (1963) realizaram ensaios drenados de extensão em areias saturadas e verificaram a ocorrência de deformações localizadas, na região central do corpo de prova, um estrangulamento da área transversal (*neck*). Chamaram este fenômeno de “*necking*”. Além disso, verificaram a presença de planos de cisalhamento igualmente espaçados nesta região.

HEAD (1986) cita a ocorrência de *necking* nos ensaios de extensão devido ao efeito de atrito nas extremidades do corpo de prova (base e *topcap*) e sugere a utilização de base e topo lubrificado (“free ends” afim de obter melhor correlação com ensaios de compressão. HEAD (1986) enfatiza que o problema de atrito nas extremidades também ocorre nos ensaios de compressão, porém sua influência é menor nos resultados.

WU e KOLYMBAS (1991) investigaram a influência da compacidade relativa inicial no desenvolvimento das deformações localizadas nos ensaios de extensão em uma areia média com grãos subarredondados. Nos ensaios foram utilizados “free ends” e medidores de deslocamentos radiais em 3 alturas diferentes dos corpos de prova, afim de acompanhar a deformação dos corpos de prova, com diâmetro inicial de 100mm. A Figura 3.6a) apresenta o resultado para a areia compacta e a Figura 3.6b) para areia fofa.

Para areias compactas, os autores verificaram o surgimento do *neck* no topo do corpo de prova, próximo ao *topcap*, e planos de cisalhamento marcantes foram observados no final do ensaio. Já para areias fofas, nem todas as amostras apresentaram planos de cisalhamento e as deformações localizadas se concentraram no centro do corpo de prova, com certa simetria em relação ao centro. WU e KOLYMBAS (1991) verificaram então que a utilização de topo e base lubrificadas não evitava as deformações localizadas.

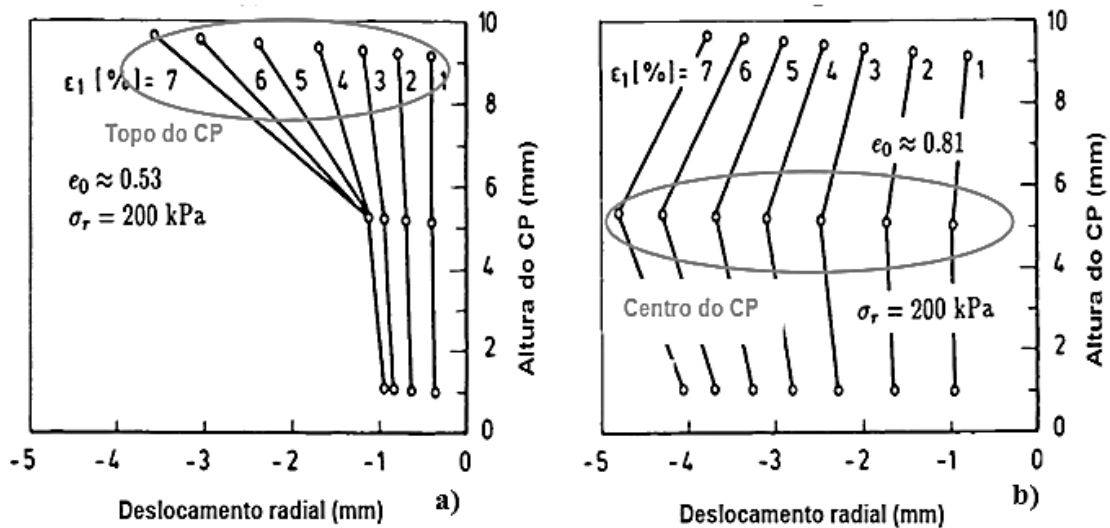


Figura 3.6. Deslocamento radial em ensaios triaxiais em areia ( $D_0 = 100\text{mm}$ ) a) compacta b) fofa (WU e KOLYMBAS, 1991)

A Figura 3.7a) e a Figura 3.7b) apresentam os corpos de provas no final do ensaio para a areia compacta e areia fofa, respectivamente. Os corpos de prova alcançaram aproximadamente 14% de deformação axial e pode-se verificar o *neck*, mais pronunciado e próximo do topo, para a areia compacta.

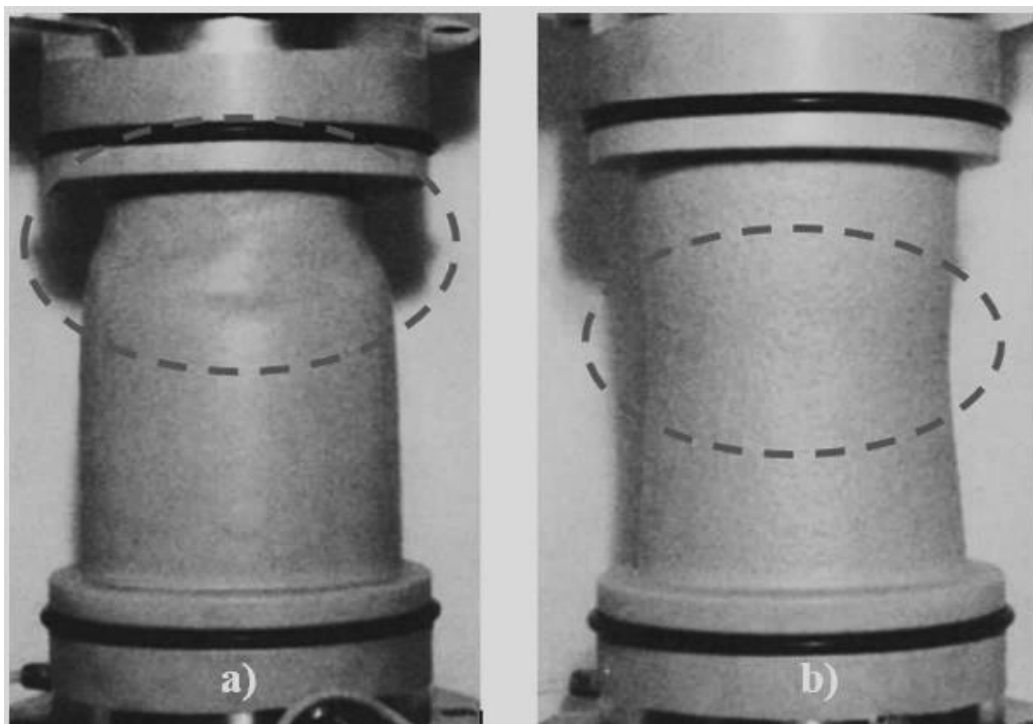


Figura 3.7. Imagem dos CPs ao final do ensaio a) areia compacta b) areia fofa (WU e KOLYMBAS, 1991)

YAMAMURO e LADE (1995) realizaram uma gama de ensaios de extensão também com o objetivo de estudar a influência das deformações localizadas nos

resultados. Os autores utilizaram um acessório que condicionava deformações uniformes no CP, considerados por eles como ensaios ideais. O acessório proposto por YAMAMURO (1993) consiste em um conjunto de membranas lubrificadas e pequenas placas metálicas curvas, fornecendo planos semirrígidos para atuação da tensão confinante, condição que favorece a ocorrência de deformações uniformes ao longo do CP. A Figura 3.8 apresenta este acessório e detalhes estão descritos em YAMAMURO (1993).

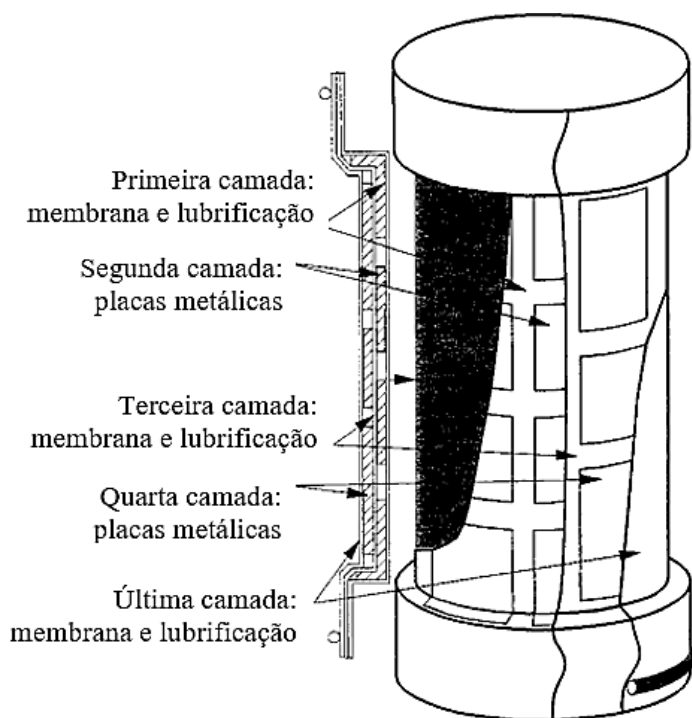


Figura 3.8. Acessório que condiciona deformações uniformes (YAMAMURO e LADE, 1995)

Os autores realizaram ensaios de extensão utilizando este acessório e compararam com os resultados obtidos nos ensaios de extensão com a ocorrência de *necking*, utilizando topo e base lubrificadas e alargados (os quais eles chamam de ensaios convencionais). Os ensaios foram drenados em CPs arenosos moldados com densidade relativa ( $D_r$ ) de 90%, e tensões confinantes variando entre 0,25 MPa e 68 MPa (tensões superiores às usuais em engenharia geotécnica).

A Figura 3.9 apresenta a comparação dos resultados entre o ensaio de extensão convencional (*conventional*) e o de extensão com deformações uniformes (*uniform strain*), para o ensaio de 26 MPa, com comportamento contrátil. YAMAMURO e LADE (1995) concluem que a ocorrência de *necking* não afeta as deformações volumétricas em materiais contráteis, entretanto diminui a tensão desviadora, e conseqüentemente o ângulo de atrito do material. Os autores ainda apresentam na mesma figura um terceiro ensaio

(*uniform strain with plate friction*) que são ensaios nos quais eles não consideraram a parcela de atrito que as pequenas placas metálicas geram ao redor dos CPs.

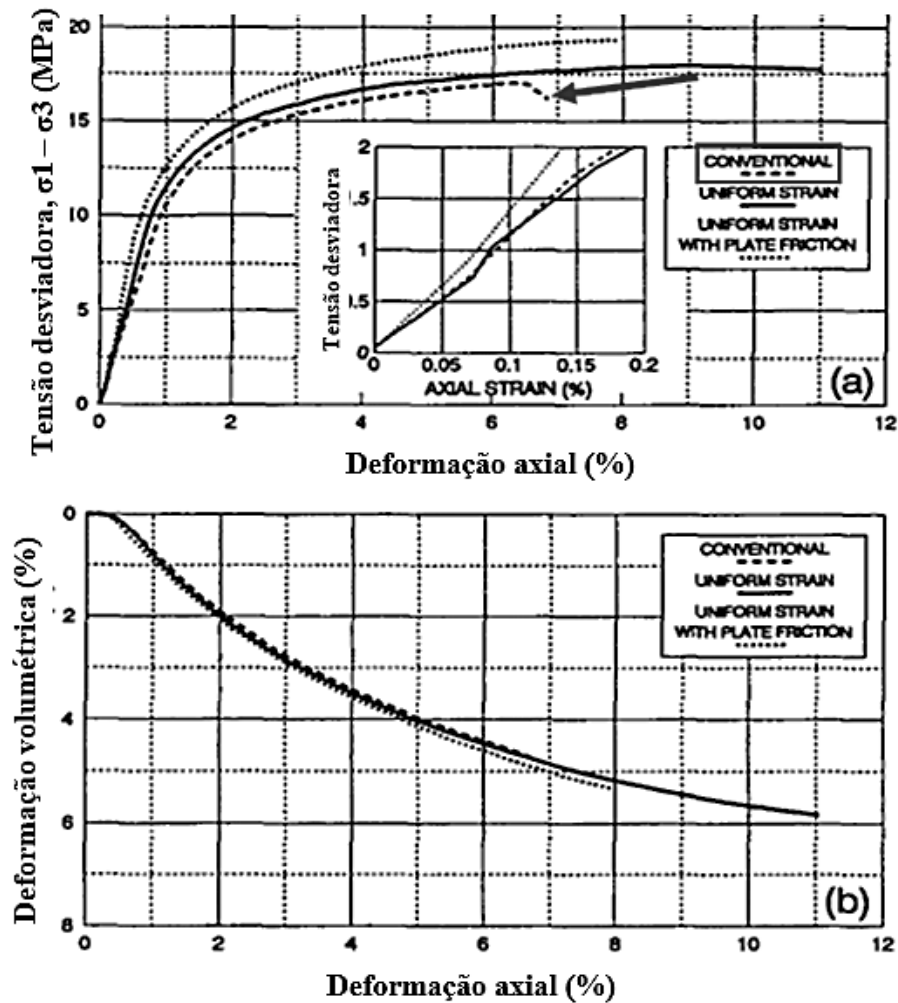


Figura 3.9. Comparação entre os resultados do ensaio convencional e o ensaio com deformações uniformes a)  $\sigma_d$  versus  $\epsilon_a$  b)  $\epsilon_v$  versus  $\epsilon_a$  (YAMAMURO e LADE, 1995)

Os resultados dos ensaios de extensão drenados convencionais, com tensões confinantes de até 8MPa, estão na Figura 3.10, em função da razão entre as tensões principais ( $\sigma_1/\sigma_3$ ). A tensão desviadora foi calculada a partir da proposta teórica de que o CP se mantém um cilindro reto durante todo o processo. Como esperado, observou-se que, à medida que cresce a tensão confinante, a razão de resistência de pico diminui significativamente e a dilatância é inibida.

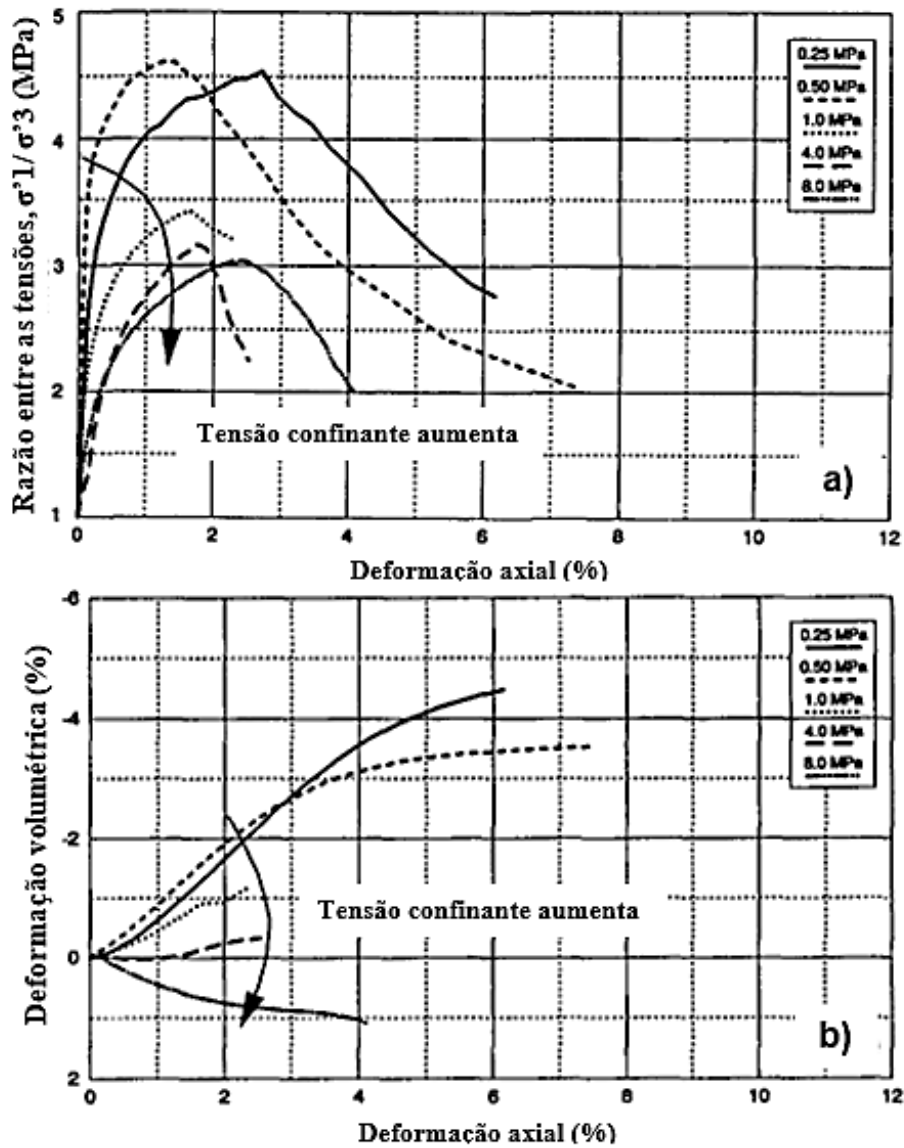


Figura 3.10. Resultados dos ensaios triaxiais drenados em materiais dilatantes a)  $\sigma_1 / \sigma_3$  versus  $\epsilon_a$  b)  $\epsilon_v$  versus  $\epsilon_a$  (YAMAMURO e LADE, 1995)

Para os ensaios de extensão convencionais com tensões acima de 17,5 MPa, nos quais predomina o comportamento contrátil do solo, a influência da tensão confinante na razão de resistência de pico e nas deformações volumétricas é muito menor, como pode ser visto na Figura 3.11.

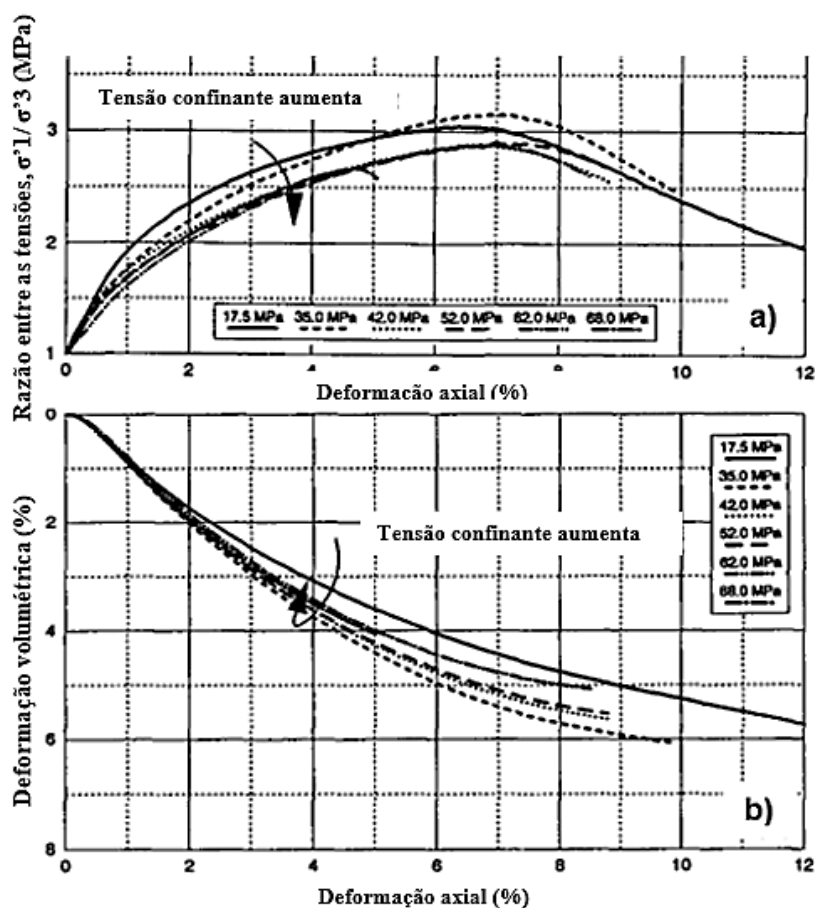


Figura 3.11. Resultados dos ensaios triaxiais drenados em materiais contráteis a)  $\sigma_1 / \sigma_3$  versus  $\epsilon_a$  b)  $\epsilon_v$  versus  $\epsilon_a$  (YAMAMURO e LADE, 1995)

YAMAMURO e LADE (1995) definiram uma maneira de avaliar a ocorrência das deformações localizadas, calculando a razão entre a área real do CP no *neck* e a área média teórica durante o cisalhamento. Se fossem deformações uniformes, a razão seria sempre unitária. Entretanto, como ocorrem diferenças entre a área das extremidades com a do meio do corpo de prova, esse valor se apresenta menor que 1.

A Figura 3.12 apresenta a redução da razão entre as áreas em função da deformação axial para o ensaio de 17,5 MPa, que apresentou comportamento contrátil. Para este ensaio a razão das áreas é próxima de 0,97~0,98 até cerca de 12% de deformação axial e, a partir deste momento, cai para um valor próximo de 0,75. A tensão máxima ocorreu com cerca de 7% de deformação axial, indicando que o cálculo da tensão desviadora teórica até este instante, apresenta menos erros do que após o mesmo.

Para determinar a área real do *necking*, os autores realizaram diferentes ensaios sob as mesmas condições de moldagem e tensões de adensamento (cada ensaio está representado por cada ponto preto no gráfico). Os autores então, paralisavam cada ensaio num nível de deformação diferente, aplicavam vácuo no conjunto, e mediam a área real

do neck diretamente no corpo de prova. Este procedimento certamente gera alguns erros experimentais, porém os autores consideraram desprezíveis.

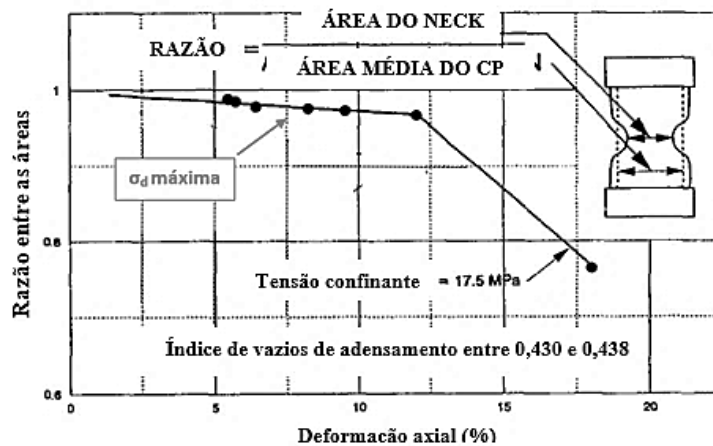


Figura 3.12. Razão entre as áreas versus deformações axiais (YAMAMURO e LADE, 1995)

A Figura 3.13 compara o ângulo de atrito secante versus a tensão normal efetiva média na ruptura dos ensaios de extensão convencionais e os ensaios de extensão com deformações uniformes. Como previsto por YAMAMURO e LADE (1995), existe uma maior variabilidade de resultados para os ensaios convencionais, por consequência das deformações localizadas, mas em geral, os valores de ângulo de atrito obtidos a partir dos ensaios convencionais são menores do que os obtidos pelos ensaios de deformação uniforme (a favor da segurança).

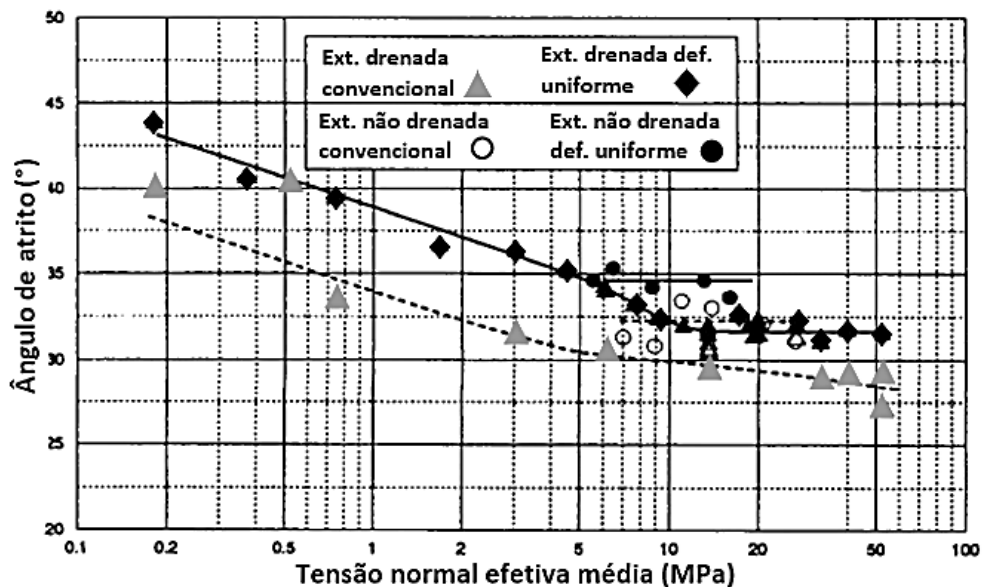


Figura 3.13. Ângulo de atrito secante versus tensão efetiva na ruptura para os ensaios de extensão convencionais e com deformações uniformes (YAMAMURO e LADE, 1995)



Mais tarde, LADE e WANG (2012) adaptaram o aparato utilizado por YAMAMURO e LADE (1995) para realizarem ensaios de extensão drenados com tensões confinantes efetivas de 49, 98 e 196 kPa, mais usuais na geotecnia.

Para diferentes valores de compactidade, os autores realizaram três tipos de ensaio: um ensaio de extensão convencional; um ensaio com deformação uniforme com o aparato com placas metálicas longas, e; outro ensaio com deformação uniforme com o aparato com placas metálicas curtas. A utilização de duas placas diferentes buscava determinar a melhor maneira de criar planos semirrígidos para atuação da tensão confinante.

Nos três ensaios, os autores calcularam a área cisalhada de maneira teórica, considerando que o CP permanecesse um cilindro reto por todo o ensaio e também determinaram a área real da região de cisalhamento, aplicando vácuo no CP para medição do diâmetro, ao final do ensaio. Os resultados obtidos para os ensaios com densidade relativa de 90% e de 50%, encontram-se nas Figura 3.14a) e Figura 3.14b). Ambos para tensão confinante efetiva de 98kPa.

As curvas sem símbolos, indicadas com as setas inclinadas, foram obtidas a partir da medição direta da área da região cisalhada de cada ensaio. Os valores de variação de diâmetro do CP no final do ensaio, medidos diretamente, estão indicados ao lado de cada curva. O diâmetro inicial para todos os corpos de prova era de 9,65cm.

Como verificado nos ensaios em altas tensões de YAMAMURO e LADE (1995), os ensaios convencionais com o cálculo de área teórico apresentaram menores valores de tensão desviadora, pois, a área utilizada nos cálculos é maior que a área real do *neck*.

Mesmo os ensaios considerados pelos autores como ideais, apresentaram diferença entre a curva obtida pela área teórica e a área real do CP. Para o CP de  $D_r = 90\%$ , as curvas obtidas pela área medida foram levemente superiores em cada tipo de ensaio. Enquanto que para o CP de  $D_r = 50\%$ , não existiu um padrão nos resultados. As curvas obtidas pela área medida alcançaram patamares próximos para os três tipos. Para essa compactidade, a curva do ensaio convencional utilizando a área medida alcançou o maior valor, superando a curva do ensaio “ideal”. Além disso, maior variação de diâmetro da região de cisalhamento ocorreu no ensaio convencional desta densidade. LADE e WANG (2012) não explicam estas diferenças, apenas comentam que nas tensões utilizadas, amostras ‘mais fofas’ podem estar mais sujeitas a deformações localizadas.

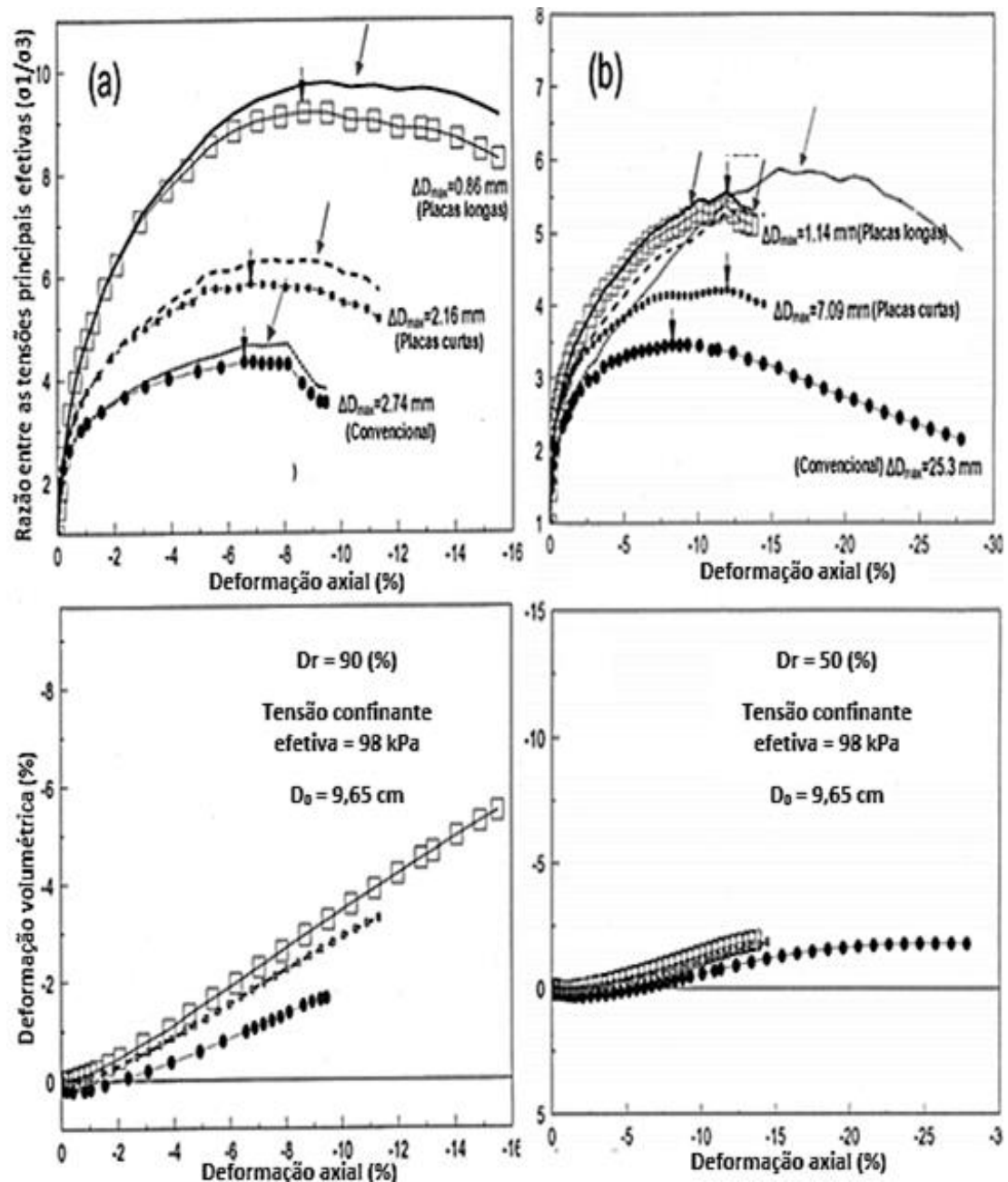


Figura 3.14. Resultados de ensaios de extensão para a)  $Dr = 90\%$  e b)  $Dr = 50\%$  (LADE e WANG, 2012).

YAMAMURO e LADE (1995) e LADE e WANG (2012) comparam as deformações localizadas num ensaio de extensão convencional com uma corrente formada por elos, em que um CP num ensaio de extensão romperia no seu ‘elo’ mais fraco, ou seja, na região de menor resistência, ocorrendo a concentração de deformações. Em um ensaio com deformações uniformes ou em um ensaio de compressão o rompimento ocorreria quando a resistência média ao longo de todos os pontos fosse superada.

Segundos os autores, este ponto fraco na massa do corpo de prova pode ser consequência de variações da densidade e da geometria, durante a moldagem. Esse efeito

também é marcante em corpos de prova de materiais naturais, pela característica de heterogeneidade dos solos.

Em suma, ensaios de extensão são mais susceptíveis a efeitos de deformações localizadas, que impedem o cálculo das tensões principais envolvidas pela teoria que prevê deformações uniformes. Uma maneira de determinar o nível de tensões nos ensaios de extensão, seria então, ao invés de calcular a área da região de cisalhamento, determiná-la diretamente.

#### **3.2.4. Soluções para determinação das deformações localizadas**

Para tentar solucionar o problema de deformações localizadas, YAMAMURO e LADE (1995) e LADE e WANG (2012) utilizaram o apartado de deformações uniformes e mediram o valor da área transversal diretamente, aplicando vácuo no CP ao final do ensaio. Esse procedimento gerou algumas incertezas, principalmente relacionadas às deformações pós-ensaio que podem ocorrer no CP nesse processo de aplicação de vácuo e desmontagem dos equipamentos. Além disto, este procedimento não permite conhecer a área da seção transversal nos estágios intermediários do ensaio.

WU e KOLYMBAS (1991) utilizaram medidores de deformações radiais, em três regiões diferentes, de forma a calcular o valor da área a partir das deformações radiais. Esse procedimento se apresenta eficaz, porém, além das dificuldades associadas à instalação dos medidores, a formação do *neck* pode não coincidir com o local exato de posicionamento dos medidores de deformações.

Durante um estudo sobre a influência da anisotropia e da ‘esbelteza’ (H/D) dos CPs, no comportamento de resistência, LAM e TATSUOKA (1988), mesmo com topo e base alargados e lubrificadas, identificaram a formação de *necking*, que segundo eles, também ocorre devido à condição de que os planos de atuação de  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$  são flexíveis (membrana de látex). Os autores optaram por corrigir o valor da área transversal dos ensaios de extensão fotografando diversas fases do ensaio e medindo o diâmetro diretamente nas fotos. Os autores observaram que erros de precisão no processo de medição podem ter sido responsáveis pelas variações dos valores de ângulos de atrito secante dos ensaios.

Ensaio triaxiais de compressão também podem apresentar deformações radiais não uniformes, gerando no corpo de prova o formato “barril”. Diante disto, afim de

determinar a real variação volumétrica do CP a partir da deformação axial e das deformações radiais, MACARI *et al.* (1997) também utilizaram métodos fotográficos. Neste trabalho, os autores geraram um vídeo de toda a etapa de cisalhamento e, selecionaram imagens específicas para definir o contorno do corpo de prova com auxílio de um software de computador. Como a obtenção das imagens era externa ao acrílico do ensaio triaxial, foi necessário realizar correções em razão dos efeitos de refração na magnitude do CP, melhor explicadas em MACARI *et al.* (1997).

ZHANG *et al.* (2014) utilizaram métodos fotogramétricos para determinar as deformações volumétricas em ensaios triaxiais de compressão em solos não saturados. Nos equipamentos convencionais, a determinação da variação de volume durante o cisalhamento é relacionada com o volume de água que entra ou sai do corpo de prova. Qualquer variação devido à compressão das bolhas de ar num solo não saturado não seria identificada na medição convencional.

O método de ZHANG *et al.* (2014) consistia em reconstruir um modelo 3D do CP no decorrer do ensaio, permitindo a avaliação da variação de volume. Para isso, era utilizada uma câmera fotográfica comum que seria posicionada em doze posições diferentes em torno da célula triaxial, como ilustrado na Figura 3.15, com alvos fixados na membrana de látex, e um software computacional que iria rastrear o contorno do CP para cada instante do ensaio. Esse rastreamento permitia a construção virtual em 3D do CP para diversas etapas do ensaio, como mostrado na Figura 3.16.

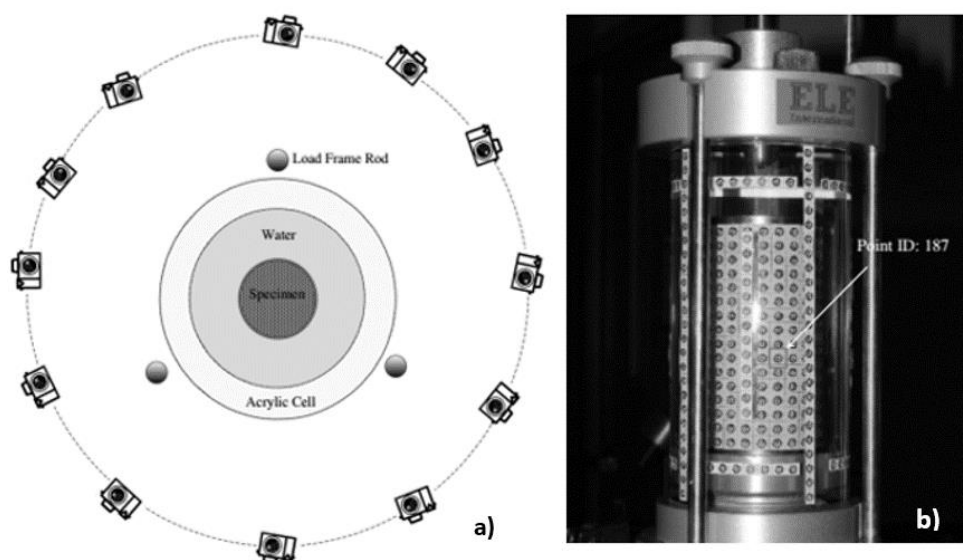


Figura 3.15. Metodologia utilizada por ZHANG *et al.* (2014) a) Posições da câmera fotográfica b) Alvos fixados

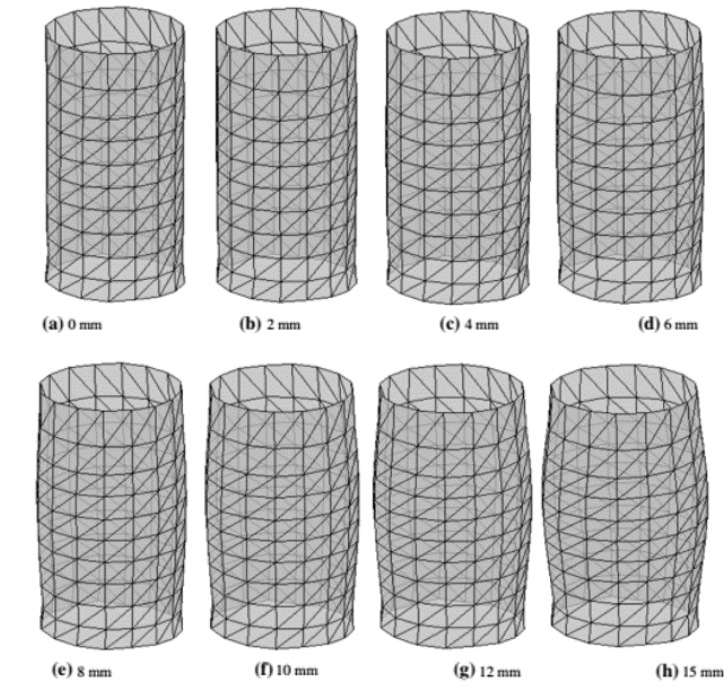


Figura 3.16. Reconstrução virtual do CP para 8 etapas do cisalhamento (ZHANG *et al.*, 2014).

### 3.3. Resultados de ensaios triaxiais de extensão em areias

Neste item serão apresentados alguns resultados relacionados a ensaios de extensão realizados em areias comparados aos resultados de ensaios de compressão triaxial. Primeiro serão apresentados resultados de ensaios que tinham como objetivo estudar apenas a resistência máxima de areias, ou seja, determinar o ângulo de atrito de pico ( $\phi'_{pico}$ ). Depois, serão apresentados resultados de ensaios de extensão realizados como intuito de determinar os parâmetros dos estados de regime permanente (SSL) para essa condição de carregamento.

#### 3.3.1. Resultados relacionados com a determinação de $\phi'$

LAMBE & WHITMAN (1969) apresentaram um conjunto de dados de ensaios de compressão e extensão triaxial para uma areia compacta e um resumo desses resultados encontra-se na Tabela 3.1. Pode-se perceber uma tendência de aumento do ângulo de atrito de pico no ensaio de extensão, apesar da diferença na fase de adensamento para os ensaios de compressão (isotrópico) e extensão (anisotrópico).

Tabela 3.1. Ângulos de atrito de pico para ensaios de compressão e extensão (LAMBE & WHITMAN, 1969)

Tipo de ensaio	$\sigma_{a0}$ *(kgf/cm <sup>2</sup> )	$\sigma_{r0}$ **(kgf/cm <sup>2</sup> )	$e_0$	$\phi'_{pico}$
<b>Compressão por carregamento</b>	1,00	1,00	0,53	41°
<b>Compressão por carregamento</b>	3,00	3,00	0,54	40°
<b>Extensão por carregamento</b>	1,00	0,34	0,57	45°
<b>Extensão por carregamento</b>	0,34	1,00	0,55	49°

\* $\sigma_{a0}$  - tensão axial de adensamento \*\* $\sigma_{r0}$  - tensão radial de adensamento

Com resultados dos ensaios drenados de WU e KOLYMBAS (1990), realizado em areias compactas, moldadas com pluviação seca, CORFDIR e SULEM (2008) plotaram o ângulo de atrito de pico de cada ensaio em função da tensão efetiva na câmara ( $\sigma'_r$ ); em função da tensão efetiva octaédrica ( $p' = 2\sigma'_r + \sigma'_a/3$ ); e em função da média entre as tensões efetivas maior e menor ( $s = (\sigma'_r + \sigma'_a)/2$ ). Os resultados encontram-se na Figura 3.17 onde pode-se perceber que em função de 's', o ângulo de atrito secante segue uma tendência exponencial única para ambos ensaios.

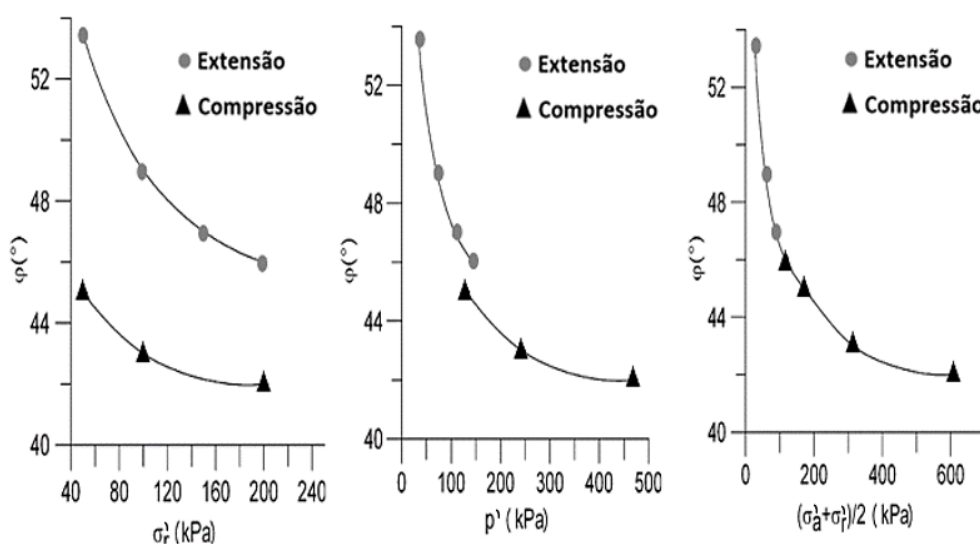


Figura 3.17. Relação entre o ângulo de atrito de pico e o nível de tensões em ensaios triaxiais em areia compacta (CORFDIR e SULEM, 2008)

LADE e BOPP (2005) realizaram ensaios triaxiais de compressão e extensão numa areia fina, com densidades relativas de 30%, 60% e 90%, configurando-se como areias fofa, medianamente compacta e compacta. Foram realizados ensaios drenados com tensões confinantes variando de 0,25 a 60 MPa.

Os valores de ângulo de atrito secante em função da tensão normal efetiva média na ruptura para os ensaios de compressão e de extensão na areia com  $D_r=60\%$ , encontram-

se na Figura 3.18. Estão representados então os valores de ângulo de atrito de pico para cada ensaio ( $\phi'_{pico}$ ).

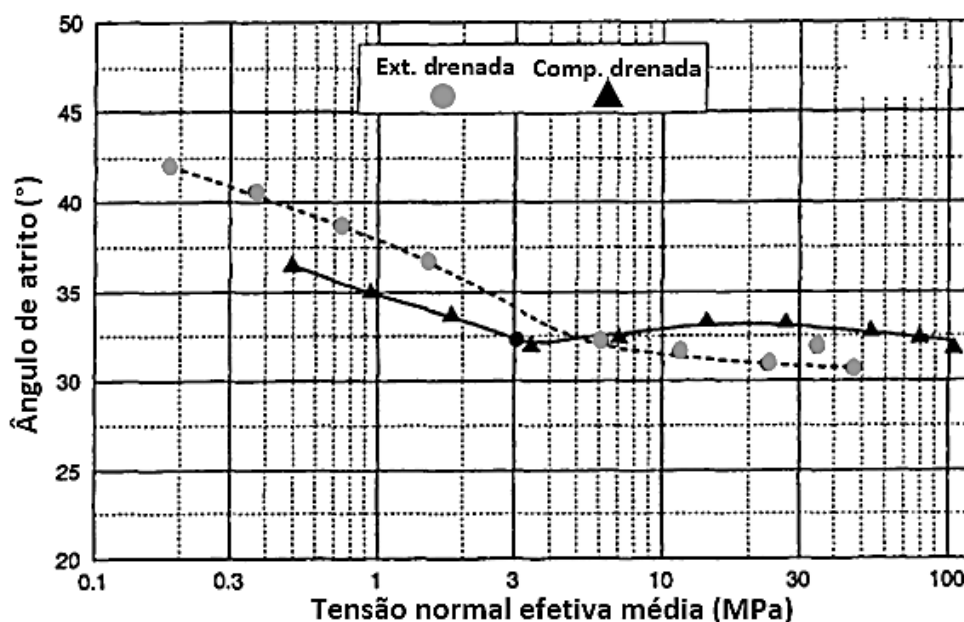


Figura 3.18. Comparação do ângulo de atrito secante sob extensão e sob compressão para  $D_r=60\%$  (LADE e BOPP, 2005)

Os autores concluíram que os maiores valores de ângulo de atrito secante são em baixas tensões confinantes, por ser influenciado pelo comportamento dilatante. Além disso, o ângulo de atrito foi maior para os ensaios de extensão do que de compressão até tensão normal na ruptura de aproximadamente 7 MPa. Após este valor o ângulo de atrito para compressão passa a ser maior que o de extensão. Segundo LADE e BOPP (2005), isso ocorre porque nos ensaios de compressão há mais quebra de grãos que nos de extensão. Ocorrendo quebra de grãos durante o cisalhamento, há uma reorganização dos grãos para uma estrutura mais compacta, o que aumenta o ângulo de atrito.

Para as três densidades relativas ensaiadas, principalmente para tensões normais até 1 MPa, foi observado este comportamento do ângulo de atrito secante ser maior em ensaio de extensão. A Figura 3.19 é uma adaptação dos resultados de LADE e BOPP (2005) para ilustrar a diferença para a areia fofa ( $D_r=30\%$ ). Segundo os autores, foram plotados os ângulos de atrito referentes às tensões desviadoras máximas de cada ensaio. Sabe-se que areias fofas não apresentam pico na curva tensão-deformação, logo esses valores de ângulo de atrito se aproximam do ângulo de atrito a volume constante ( $\phi_{cv}$ ).

CORFDIR e SULEM (2008), com os resultados de LADE e BOPP (2005) da areia fofa ( $D_r=30\%$ ), plotaram o ângulo de atrito secante em função da média entre as tensões

efetivas maior e a menor ( $s = (\sigma'_r + \sigma'_a)/2$ ), apresentado na Figura 3.20. Os autores verificaram que, ao contrário das areias compactas, não existia uma relação única para os dois tipos de ensaios triaxiais para areias fofas, isto é, o ângulo de atrito em relação à 's' pode ser diferente para um dado nível de tensões dependendo do caminho de tensões. Por exemplo, para um valor de  $s' = 500$  kPa, o ângulo de atrito para compressão é aproximadamente  $34,5^\circ$  e o para extensão é  $37,5^\circ$ .

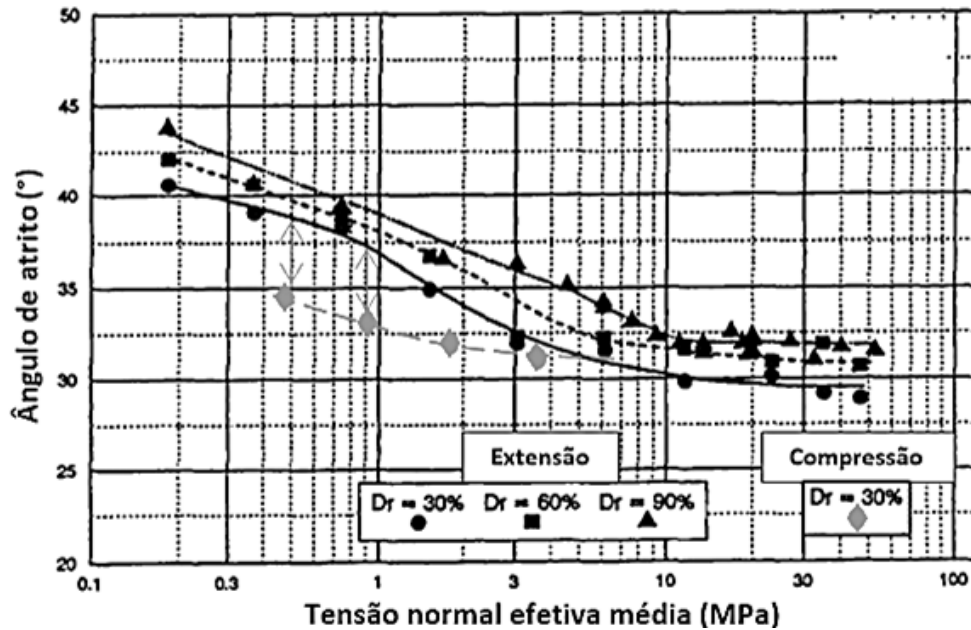


Figura 3.19. Comparação do ângulo de atrito secante sob compressão e sob extensão para  $D_r=30\%$  (LADE e BOPP, 2005)

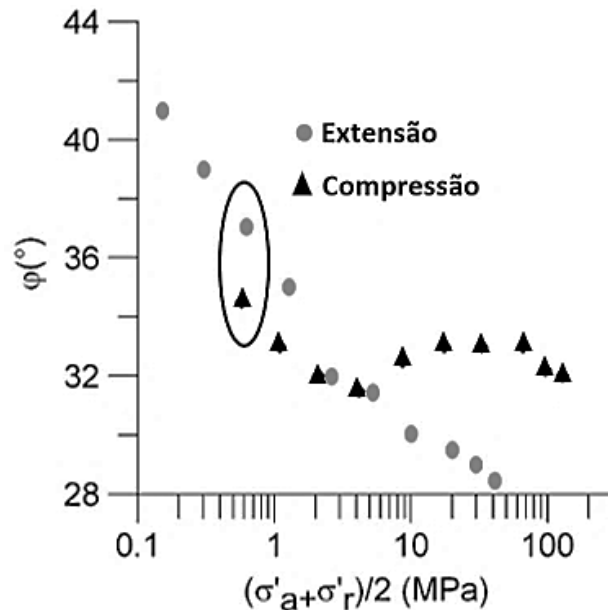


Figura 3.20. Relação entre o ângulo de atrito de pico e o nível de tensões em areia fofa (CORFDIR e SULEM, 2008)



### 3.3.2. Resultados relacionados com o estado de regime permanente ou estado crítico

BEEN *et al.* (1991) realizaram um conjunto de ensaios de compressão (drenada e não drenada) e extensão (não drenada) na areia de Erksak, uma areia média com graduação uniforme, com o objetivo de estudar o estado crítico a partir dos caminhos de tensões. Realizaram ensaios utilizando tensão controlada e deformação controlada para aplicação da tensão desviadora.

Nesta pesquisa, os autores concluíram que a linha dos estados críticos (CSL) no plano  $e:p'$  é independente do caminho de tensões, considerando uma precisão de  $\pm 0,01$  no índice de vazios, precisão esta considerada desprezível em termos práticos. Além disto, a CSL determinada foi bi linear, apresentando maior inclinação para valores de  $p' > 1000$  kPa. A Figura 3.21 mostra a CSL encontrada por BEEN *et al.* (1991). Estes mesmos resultados foram posteriormente apresentados também por BEEN & JEFFERIES (2016).

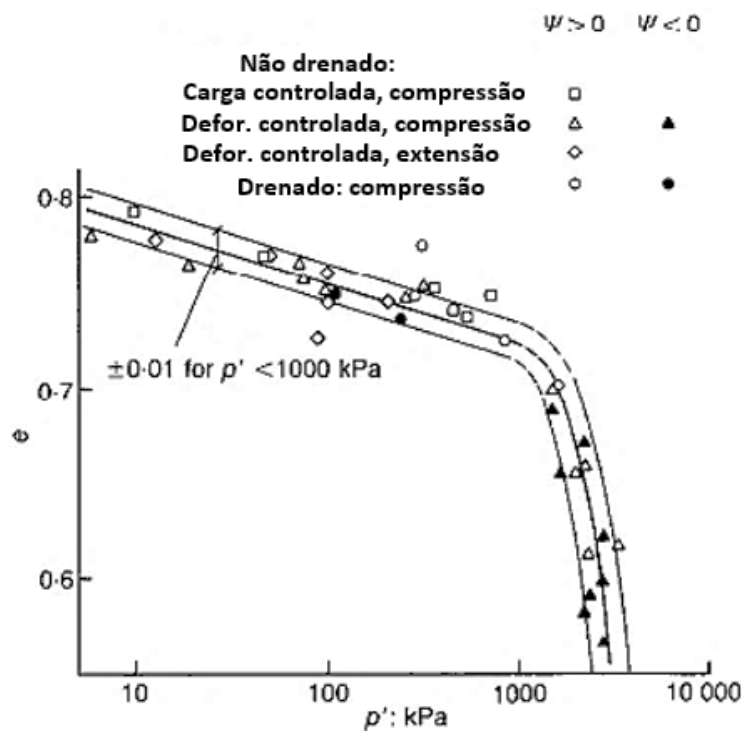


Figura 3.21. Linha dos Estados Críticos para ensaios triaxiais de extensão e compressão (BEEN *et al.*, 1991)

BEEN *et al.* (1991) não explicitaram os valores do parâmetro M encontrados para cada ensaio, apenas apresentaram uma lista de aproximadamente 50 ensaios realizados com suas características de moldagem, tensão de adensamento isotrópico e ângulo de atrito secante. A Tabela 3.2 apresenta o resultado de dois ensaios, um de compressão e

um de extensão, ambos realizados por controle de deformação e com o mesmo método de moldagem de CP. Observa-se que o ângulo de atrito encontrado variou apenas 1,5°. Cabe ressaltar que nesta pesquisa os autores não comentam sobre os erros que as deformações localizadas em CPs arenosos podem gerar nos valores de ângulo de atrito.

Tabela 3.2. Comparação entre os ensaios de compressão e extensão (BEEN *et al.*, 1991)

<b>Tipo de ensaio</b>	$p'_o$ (kPa)	$e_0$	$\phi'$ (°)
<b>Compressão</b>	500	0,776	28,9
<b>Extensão</b>	500	0,776	27,4

SALVATORE *et al.* (2017) também realizaram ensaios triaxiais de compressão e extensão em uma areia uniformemente graduada afim de investigar a unicidade na CSL. Os autores identificaram que ocorriam deformações localizadas nos dois ensaios e decidiram calcular o índice de vazios da amostra no final do ensaio ( $e_{ss}$ ), considerando a variação de volume global do corpo de prova ( $e_{ss,global}$ ) e considerando a variação do volume local do corpo de prova ( $e_{ss,local}$ ), ocorrida na região das deformações localizadas. Para isto, utilizaram técnicas de tomografia computadorizada na realização dos ensaios, e o método de Correlação Digital de Imagens (DIC – *Digital Image Correlation*), melhor descritos na referência citada.

A Figura 3.22 apresenta o resultado final obtido por SALVATORE *et al.* (2017). Os autores concluíram que, utilizando os índices de vazios globais, a unicidade da CSL não é confirmada, e o caminho de tensões de extensão produzem corpos de prova mais compactos ao final do cisalhamento. Entretanto, quando utilizaram os índices de vazios locais, apesar de um número pequeno de ensaios de extensão, os autores consideraram que os resultados dos ensaios de compressão e extensão mostraram uma tendência única na relação entre  $e_{ss}$  e  $p'_{ss}$ .

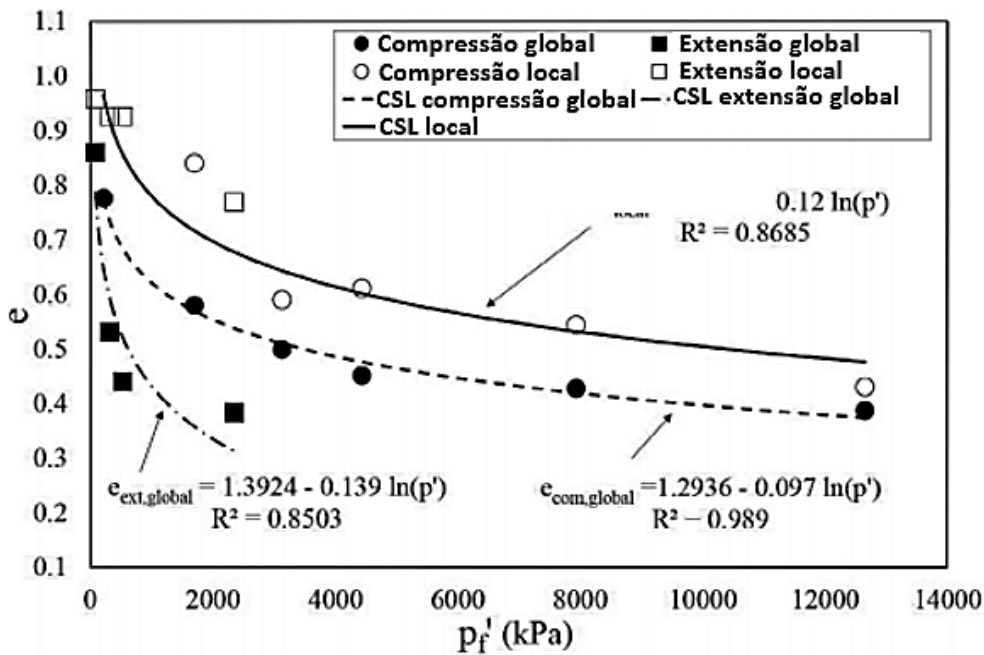


Figura 3.22. Linha dos Estados Críticos para extensão e compressão (SALVATORE *et al.*, 2017).

AZEITEIRO *et al.* (2017) realizaram ensaios triaxiais de compressão e extensão na areia de Hostun, uma areia fina com graduação uniforme, com o objetivo de determinar os parâmetros do estado crítico. Os autores utilizaram medidores de deformação radial para determinar a área transversal real cisalhada, porém relataram que, como a ocorrência de deformação localizada (*necking*) variava de posição, o cálculo da área transversal continuava impreciso. Os autores optaram por desconsiderar os resultados para deformações axiais acima de 10%, pois a partir deste valor os efeitos do *necking* tornava os dados não confiáveis.

Com os resultados dos ensaios triaxiais de compressão, os autores chegaram a um valor de  $M_c = 1,265$ , que corresponde a um  $\phi'_{cs} = 31,5^\circ$  (de acordo com a equação 2.10), como indicado na Figura 3.23. A partir deste valor de  $\phi'_{cs}$  eles calcularam o valor de  $M_e = 0,900$ , também indicado na Figura 3.23. Os autores plotaram no mesmo gráfico os valores de  $q$  e  $p'$  no momento imediatamente antes da formação do *necking* nos ensaios de extensão. Esses pontos ficaram próximos à linha definida por  $M_e$ , mas estão claramente um pouco à esquerda da linha, indicando que o  $M_e$  real seria um pouco maior que 0,900. Este valor corresponderia a um valor de  $\phi'_{cs}$  para extensão um pouco superior ao encontrado em compressão.

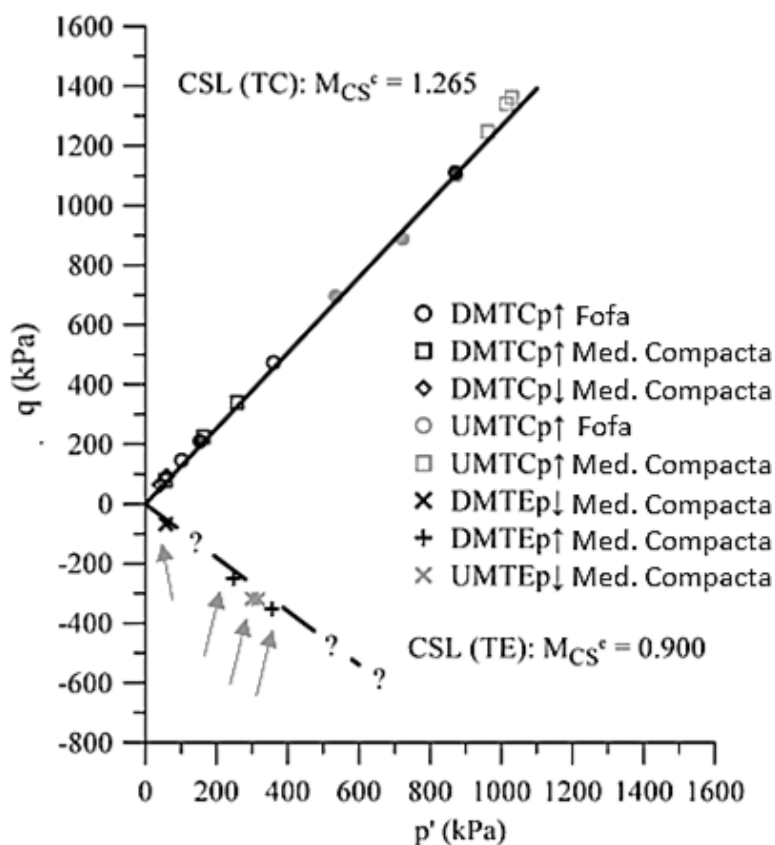


Figura 3.23. Linha do Estado Crítico para a areia de Hostun (AZEITEIRO, 2017)

Pode-se verificar então, como já observado por BEEN & JEFFERIES (2016), que ainda não há um consenso na literatura sobre a relação entre os ângulos de atrito de regime permanente obtidos por ensaios triaxiais de extensão ( $\phi'_{ss,te}$ ) e por ensaios triaxiais de compressão ( $\phi'_{ss,tc}$ ).

### 3.4. Ensaios triaxiais de extensão em rejeitos de mineração

SCHNAID *et al.* (2013) apresentaram uma série de resultados de ensaios triaxiais de compressão e extensão, drenados e não drenados, na condição de adensamento anisotrópico, num rejeito de minério de ouro. A granulometria deste rejeito é silte arenoso. Os resultados obtidos nos ensaios não-drenados mostraram geração de propressão positiva e os ensaios drenados mostraram compressão das amostras.

Os autores comentam que as deformações localizadas nos corpos de prova durante os ensaios de extensão podem gerar dificuldades para os CPs alcançarem os estados críticos. No entanto, consideraram os valores de tensão-deformação até cerca de 10-15% de deformação axial, como suficientes para determinação dos parâmetros. A Figura 3.24

apresenta a CSL no plano  $e:p'$ , única, independentemente do caminho de tensões (SCHNAID *et al.*, 2013). Os símbolos mais à direita referem-se aos índices de vazios no final da fase de adensamento.

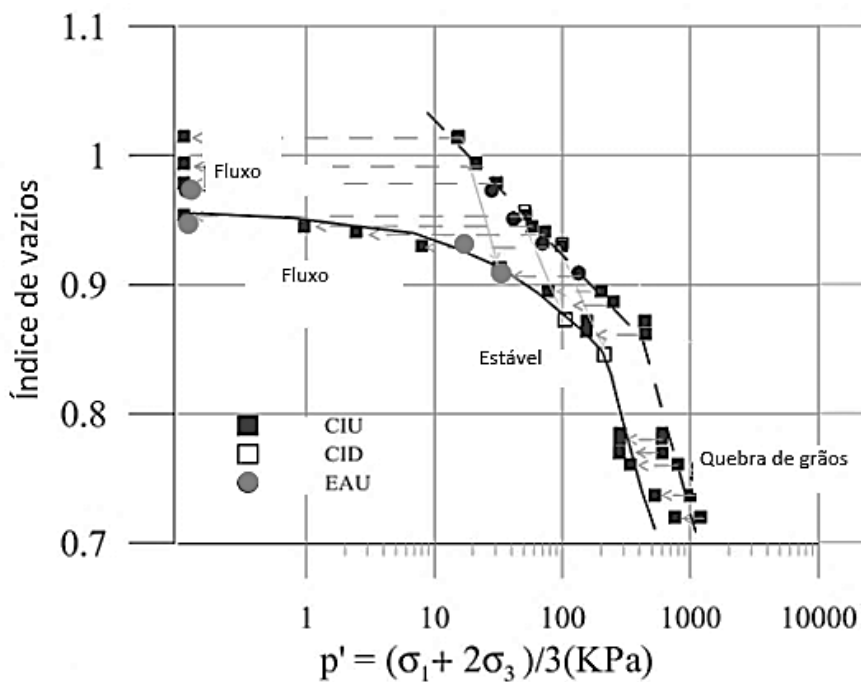


Figura 3.24. Linha dos Estados Críticos do rejeito de minério de ouro (SCHNAID *et al.*, 2013)

Os valores dos parâmetros dos estados críticos dos resultados apresentados por SCHNAID *et al.* (2013) foram consultados em BEDIN (2010) e estão indicados na Tabela 3.3. A autora não apresentou o valor da inclinação da linha dos estados críticos no plano  $q:p'$  ( $M_c$  e  $M_e$ ), mas apresentou os valores dos ângulos de atrito efetivo no estado crítico, que foram diferentes.

Tabela 3.3. Parâmetros dos Estados Críticos de um rejeito de minério de ouro (BEDIN, 2010)

Ensaio	$\lambda_k^*$	$N$	$\lambda_{CSL}$	$\Gamma$	$\phi_{cs}'$
<b>Compressão</b>	0,048	2,39	0,048	2,34	33°
<b>Extensão</b>	0,045	2,49	0,045	2,40	26°

\* $\lambda_k$  – inclinação da reta de adensamento anisotrópico

## **4. ÁREA E MATERIAL DE ESTUDO**

### **4.1. Área de coleta**

A área onde foi coletado o rejeito estudado nesta pesquisa faz parte da unidade industrial de Germano, de propriedade da Samarco Mineração S.A., localizada no município de Mariana, Minas Gerais. Neste local eram realizadas a lavra e beneficiamento de material bruto de minério de ferro, provenientes das Minas de Germano e Alegria.

#### **4.1.1. Produção de minério de ferro**

O minério bruto era composto majoritariamente por quartzo e hematita (LACTEC, 2017). Após a lavra em céu aberto ou extração, o minério era transferido através de correias para a estação de peneiramento e britagem, onde era reduzido a fragmentos de até 12mm.

Três usinas, também chamadas de concentradores I, II e III, eram responsáveis por beneficiar o minério e concentrar seu teor de ferro, eliminando as impurezas do material. Nessas usinas ocorriam os processos de moagem, deslamagem e flotação.

O produto final, polpa de minério de ferro, era então transportado por um mineroduto, com cerca de 400 quilômetros de extensão, até a usina de Ponta de Ubu, em Anchieta, Espírito Santo (REZENDE, 2013).

Os resíduos resultantes dos processos de deslamagem e flotação, denominados rejeitos, eram encaminhados para disposição em barragens. Os dois principais tipos gerados eram: o rejeito fino, conhecido como lama, e o rejeito arenoso.

A unidade de Germano possuía três barragens. A Barragem de Germano era responsável por armazenar parte da lama e do rejeito arenoso; a Barragem de Santarém era responsável por armazenar a água utilizada no beneficiamento, e a Barragem do Fundão, que teve sua ruptura em 2015, era responsável por armazenar lama e rejeito arenoso, assim como a de Germano (TELLES, 2017; FLORÉZ, 2015).

A Figura 4.1 apresenta uma imagem de satélite do Google Earth, do dia 7 de maio de 2013 da Unidade Industrial de Germano. Nela podem ser observadas as três barragens citadas, Santarém, Germano e Fundão, além de uma mina explorada, a Mina Germano.

Na Figura 4.2 tem-se outra imagem de satélite da mesma área, porém referente ao dia 9 de novembro de 2015, logo após a ruptura da Barragem do Fundão, que se deu no dia 05 do mesmo mês. Essa imagem permite observar a área ocupada pelo rejeito após a ruptura, inclusive o distrito Bento Rodrigues, da cidade de Mariana-MG, o qual foi totalmente recoberto.



Figura 4.1. Complexo de Mineração de Germano em maio de 2013 (GOOGLE EARTH, 2013)



Figura 4.2. Complexo de Mineração de Germano em novembro de 2015 (GOOGLE EARTH, 2015)



#### 4.1.1. Barragem do Fundão

O rejeito estudado nesta pesquisa é o rejeito arenoso proveniente da Barragem do Fundão. Os rejeitos, tanto do Concentrador I quanto do Concentrador II, eram descarregados nesta barragem. Os rejeitos finos e arenosos eram dispostos em reservatórios específicos e separados. A Figura 4.3 é uma imagem de satélite da Barragem do Fundão do ano de 2013, com a indicação de dois diques diferentes. O Dique 1 era responsável por armazenar o rejeito arenoso e o Dique 2, o rejeito fino. O rejeito estudado foi coletado do Dique 1 (FLORÉZ, 2015).

O dique de partida do Dique 1 tinha 30 metros de altura e foi construído em aterro homogêneo de solo saprolítico compactado. A altura total da barragem prevista em projeto era de 130,0 metros (SUPERINTENDÊNCIA REGIONAL DE MEIO SUSTENTÁVEL, 2008).

Para a construção dos próximos 100 metros de altura do aterro, foram executados alteamentos pelo método à montante, utilizando o próprio rejeito arenoso como material de construção. O rejeito era lançado hidraulicamente por canhões localizados na crista da barragem e compactados na direção a montante (PAC, 2012 apud REZENDE, 2013). Cada alteamento tinha de 5 a 6 metros de altura, com inclinação da face do talude de jusante de 1:3 (V:H) e largura de crista de 5,0 metros.



Figura 4.3 - Barragem do Fundão e seus Diques em 2013 (GOOGLE EARTH, 2013)



## 4.2. Apresentação do material de estudo

### 4.2.1. Amostragem

O rejeito utilizado nesta pesquisa foi primeiramente estudado por FLORÉZ (2015), cuja amostragem foi encomendada pela mesma autora e realizada pela mineradora. A Figura 4.4 indica os locais da praia da barragem do Dique 1, onde foram retiradas as amostras. Na data da amostragem a barragem possuía cerca de 68 metros de altura.



Figura 4.4. Locais de retirada das amostras na barragem (FLÓREZ, 2015)

Durante a amostragem também se coletou material próximo aos pontos de descarga do Concentrador I e do Concentrador II. A Figura 4.5 apresenta os rejeitos retirados de cada concentrador, sendo cinza o rejeito do concentrador I e avermelhado o do concentrador II. Ressalta-se que ambos são rejeitos arenosos lançados no reservatório do Dique 1. O material fino, contido pelo Dique 2, não foi utilizado nesta pesquisa.

Após a coleta, o material foi transportado até o laboratório de Geotecnia da COPPE/UFRJ. O procedimento completo de coleta está descrito em FLÓREZ (2015).

O material utilizado nesta pesquisa foi o mesmo material preparado e utilizado por FLÓREZ (2015). A fim de obter um material representativo do aterro da barragem, a autora optou por misturar os rejeitos dos dois concentradores, já que durante a operação de descarga, os canhões mudavam de posição, ocasionando uma mistura dos materiais. Foram misturados 10 kg úmidos de cada um dos rejeitos, cinza e vermelho, homogeneizados e armazenados em sacos de 20 kg. Com o andamento da pesquisa, cada saco de 20 kg era separado em amostras de 5 kg, secadas ao ar e armazenadas no Laboratório de Geotecnia Ambiental da COPPE/UFRJ.



Figura 4.5. Rejeitos arenosos oriundos do (a) Concentrador I e (b) Concentrador II (FLÓREZ, 2015)

Ensaio de caracterização física, química e mineralógica foram realizados por FLÓREZ (2015), além de ensaios triaxiais de compressão não drenados. Os ensaios foram realizados em amostras do rejeito inalterado e após a passagem de tempo no laboratório (100, 200 e 600 dias). Posteriormente, outras pesquisas foram realizadas com o mesmo material: TELLES (2017) realizou ensaios de compressão triaxiais não drenados e drenados; SILVA (2017) realizou ensaios de compressão unidimensional; PÖLZL (2018) realizou ensaios de compressão unidimensional com altas tensões. A seguir, de forma resumida, estão apresentados alguns resultados obtidos pelos autores citados.

#### **4.2.2. Caracterização física, química e mineralógica**

Os resultados dos ensaios de caracterização física e química do material preparado por FLÓREZ (2015) e que foi utilizado nesta pesquisa encontram-se na Tabela 4.1.

Tabela 4.1. Resumo da caracterização física e química do rejeito inalterado (FLÓREZ, 2015)

		<b>Ensaio</b>	<b>Rejeito inalterado</b>
<b>Caracterização</b>	<b>Física</b>	Argila	1%
		Silte	29%
		Areia fina	60%
		Areia média	10%
		Areia grossa	0%
		$G_s$	2,826
<b>Química</b>		Fe	7,69%
		$SiO_2$	88,30%
		$Al_2O_3$	0,10%

Em relação à caracterização mineralógica, foram realizadas análises por microscopia eletrônica de varredura (MEV), onde se observou presença de sílica e óxidos de ferro (Figura 4.6) e também, análises por difração de raio-X DRX (Figura 4.7), identificando o mineral quartzo e óxidos de ferro, como hematita e goethita.

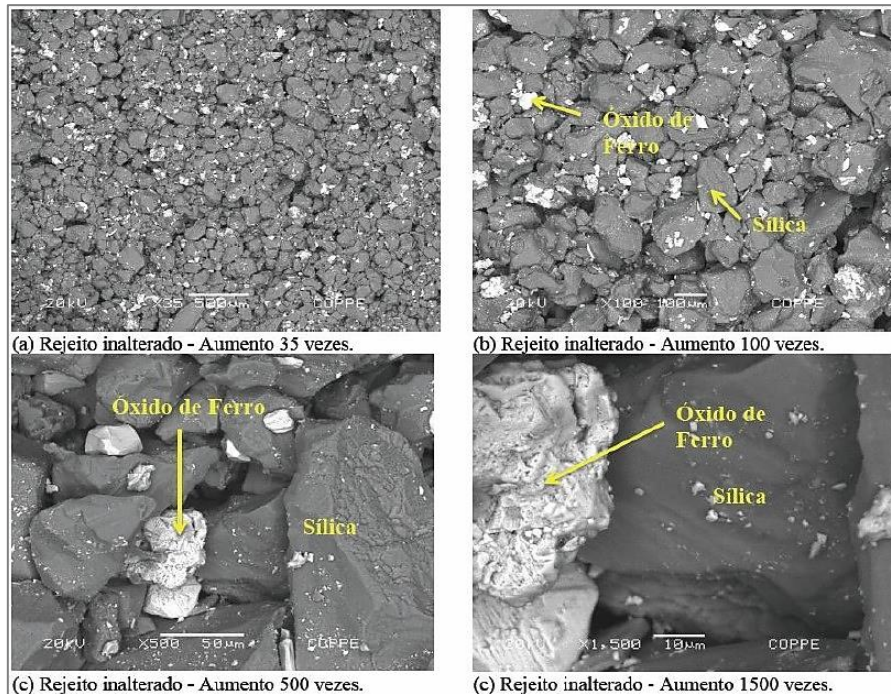


Figura 4.6. Fotografias do rejeito inalterado, obtidas pela MEV (FLÓREZ, 2015)

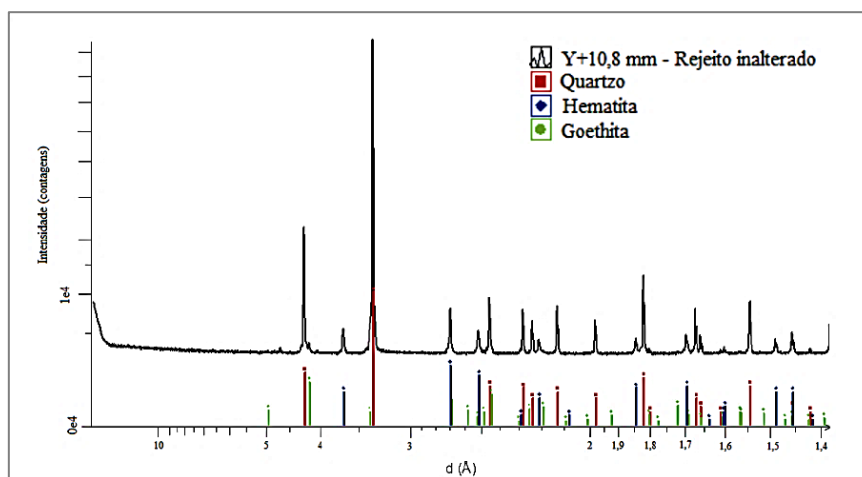


Figura 4.7. Caracterização mineralógica - DRX (FLÓREZ, 2015)

A partir da Figura 4.6 também é possível observar o tamanho e o formato das partículas. O tamanho das partículas é determinado pela curva granulométrica. Em relação ao formato das partículas, podem ser classificadas como sub arredondadas ou sub angular com baixa esfericidade. Ambas características podem estar relacionadas ao processo de moagem durante o beneficiamento do minério de ferro.

### 4.2.3. Índices de Vazios Máximo e Mínimo

SILVA (2015) utilizou a metodologia proposta pela norma ASTM-D4253 (ASTM 2000a) para determinar o índice de vazios mínimo ( $e_{\min}$ ) e obteve o valor de 0,59. Já para determinar o índice de vazios máximo ( $e_{\max}$ ) a autora citada utilizou uma metodologia simples desenvolvida pela mesma e descrita em seu trabalho, pela qual obteve o valor de 0,97, superior ao valor encontrado quando realizou o procedimento da norma ASTM-D4254 (ASTM 200b).

PÖLZL (2018) também desenvolveu uma metodologia simples para determinar o índice de vazios máximo e obteve para o rejeito o valor de 1,00.

### 4.2.4. Ensaio de compressão unidimensional

Ensaio de adensamento unidimensional foram realizados por SILVA (2017) e a metodologia completa utilizada encontra-se no mesmo trabalho. Foram realizados ensaios com tensão efetiva vertical de 800 kPa no estágio final de carregamento, com dois índices de vazios iniciais distintos (0,70 e 0,80), de forma a avaliar o comportamento para diferentes compacidades iniciais. A Figura 4.8 apresenta o resultado obtido pela autora onde se pode observar que o material mais compacto apresentou o menor valor de índice de compressão ( $C_c$ ).

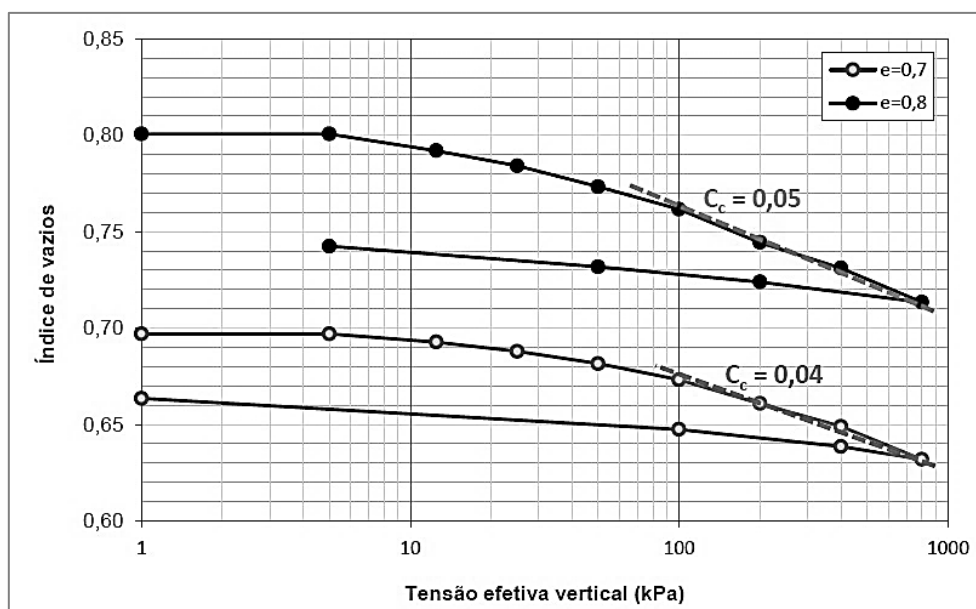


Figura 4.8. Curvas de adensamento unidimensional do rejeito estudado (SILVA, 2017)

PÖLZL (2017) realizou ensaios de adensamento unidimensional chegando ao valor de tensão vertical de 1600 kPa, com índice de vazios inicial de 0,92. A curva de adensamento obtida bem como os diferentes valores de  $C_c$  estão na Figura 4.9.

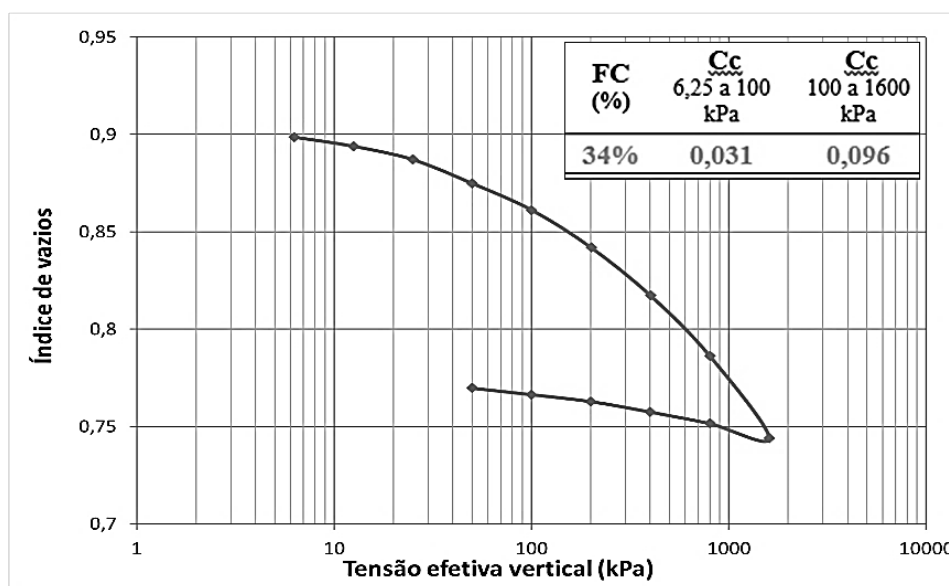


Figura 4.9. Curva de adensamento unidimensional do rejeito estudado  $e_0=0,92$ (PÖLZL, 2018)

#### 4.2.5. Ensaio triaxiais de compressão

FLÓREZ (2015) e TELLES (2017) realizaram ensaios triaxiais de compressão com o rejeito estudado. Foram realizados um total de 4 ensaios drenados e 27 ensaios não drenados. A Tabela 4.2 mostra a distribuição destes ensaios.

Tabela 4.2. Distribuição dos ensaios triaxiais de compressão realizados (TELLES, 2017).

Tipo de Ensaio	Tensão efetiva após o adensamento - $p'_0$ (kPa)						Total
	50	100	150	300	400	500	
CID	-	1	1	1	-	1	4
CIU	5	-	6	7	1	8	27
<b>Total</b>	5	1	7	8	1	9	31

A partir dos resultados destes ensaios triaxiais de compressão, TELLES (2017) determinou as propriedades do rejeito no estado do regime permanente, como pode ser visto na Tabela 4.3, onde  $\Gamma$  e  $\lambda_{SSL}$  são, respectivamente os coeficientes linear e angular da linha do estado de regime permanente (SSL).  $M_c$  é da inclinação linha de regime permanente (*Steady State Line* – SSL) no plano  $p'-q$ , a partir de ensaios de compressão ( $q$  positivo), que corresponde a um valor de ângulo de atrito de regime permanente de ( $\phi'_{ss}$ ) de  $34^\circ$ .

Tabela 4.3. Propriedades do rejeito no estado de regime permanente (TELLES, 2017)

$\lambda_{SSL}$	$\Gamma$	$M_c$	$\phi'_{ss}$
0,048	1,017	1,36	34°

Serão considerados aqui, para efeito de comparação, os ensaios drenados realizados por TELLES (2017). Sendo assim, tem-se na Figura 4.10 os gráficos  $q$  x  $\epsilon_a$  e na Figura 4.11, os gráficos  $\epsilon_v$  x  $\epsilon_a$  referentes a estes ensaios, nos quais podem ser observados o comportamento contrátil de todas as amostras.

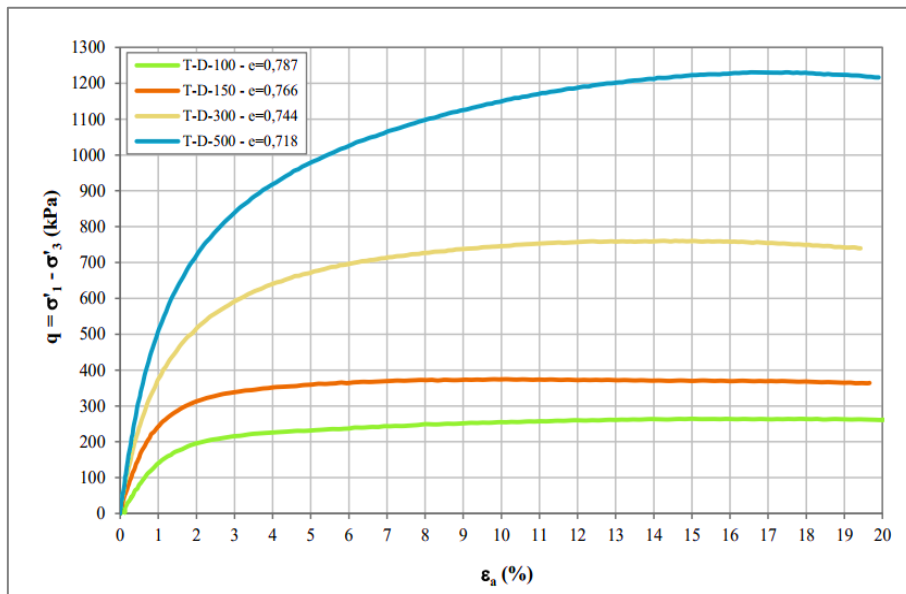


Figura 4.10. Gráfico  $q$  x  $\epsilon_a$  dos ensaios triaxiais de compressão drenada (TELLES, 2017)

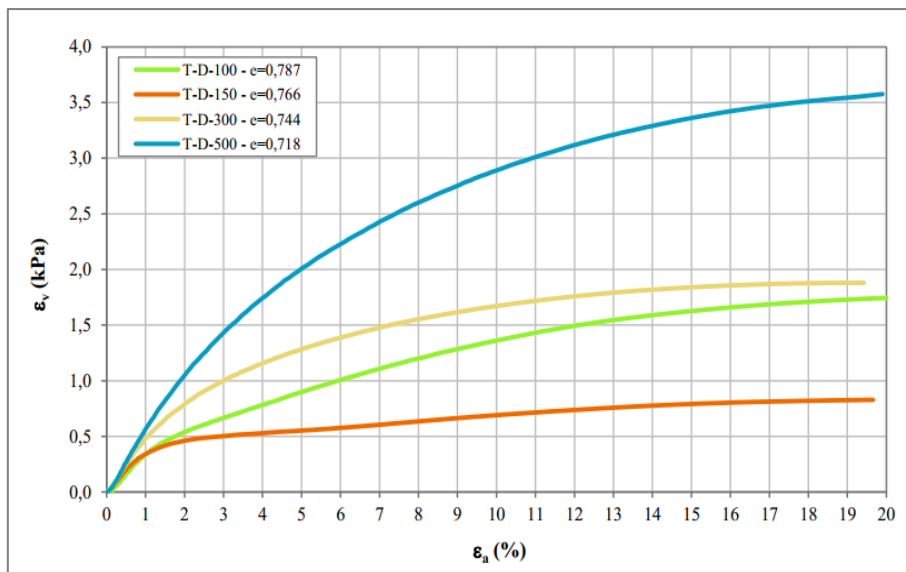


Figura 4.11. Gráficos  $\epsilon_v$  x  $\epsilon_a$  dos ensaios triaxiais de compressão drenada (TELLES, 2017)

## 5. METODOLOGIA

### 5.1. Ensaios de caracterização

Para a caracterização do material de estudo foram realizados ensaios de peneiramento e sedimentação, determinação da massa específica dos sólidos e determinação dos índices de vazios máximo e mínimo. Esses resultados foram comparados com os obtidos por TELLES (2017).

O ensaio de peneiramento e sedimentação seguiu a NBR 7181:2016 (ABNT, 2016a). Foram obtidas duas curvas granulométricas, por meio da mesma metodologia, exceto na fase de sedimentação, em que em uma foi adicionado o defloculante e na outra não. O objetivo era verificar se haveria alguma diferença entre as granulometrias obtidas pelos procedimentos com e sem defloculante, que pudesse indicar a formação de grumos no rejeito, por exemplo.

Para determinação da densidade relativa dos sólidos ( $G_s$ ) utilizou-se a NBR 6458:2016 (ABNT, 2016b).

Para a determinação dos índices de vazios mínimo e máximo foram utilizadas as metodologias propostas pelas normas da ASTM (*American Society for Testing and Materials*). As normas utilizadas são indicadas para solos não coesivos que tenham no máximo 15% de material passante na peneira #200, condição que impediria o ensaio no rejeito estudado, que possui porcentagem maior que o valor máximo prescrito pela norma. Entretanto, como material passante na peneira #200 é composto basicamente por óxidos de ferro e sílica, partículas isentas de coesão, manteve-se a utilização destas metodologias.

Para o índice de vazios mínimo ( $e_{min}$ ) foi utilizado o método 1A da ASTM-D4253-00 (ASTM, 2000b), e para o índice de vazios máximo ( $e_{max}$ ) foram utilizados tanto o Método A quanto o Método B da norma ASTM-D4254 (ASTM, 2000a), com intuito de verificar qual método fornece um maior valor de  $e_{max}$ .

O rejeito também foi fotografado em microscópio óptico a fim de identificar o formato das partículas de quartzo e de óxidos de ferro.



## **5.2. Ensaio triaxiais de extensão**

O processo de preparação e execução dos ensaios triaxiais desta pesquisa foi realizado em dois laboratórios. Nos setores de caracterização e pavimentação do Laboratório de Geotecnia Professor Jacques de Medina da COPPE/UFRJ foram executadas as etapas de preparação do material e moldagem do corpo de prova. As etapas de saturação, adensamento e cisalhamento foram realizadas no Laboratório de Mecânica dos Solos Fernando Emmanuel Barata, da Poli/UFRJ, nos equipamentos LoadTracII e FlowTracII fabricados pela empresa Geocomp.

### **5.2.1. Descrição e Calibração do equipamento**

O equipamento para realização de ensaios triaxiais é composto por três módulos: uma prensa com célula de carga para medir força axial e um LVDT para medir o encurtamento ou alongamento do CP na direção vertical (LoadTracII) e dois módulos responsáveis pela pressão confinante e pela poropressão, que possuem transdutores internos de pressão e medidores de volume (FlowTracII). Além disto, há um computador para executar o software responsável pela aquisição de dados e controle das máquinas.

Cada sensor dos componentes gera um número de contagens (cnts) que deve ser calibrado com constantes em unidades específicas. Todos os procedimentos de calibração estão descritos no Anexo A.

O procedimento de calibração da célula de carga, responsável pela determinação da força axial no pistão, está descrito no item I do anexo. O valor da constante utilizada no programa foi de 0,1353 N/cnts.

O medidor de deformação axial foi calibrado de acordo com o procedimento descrito no item II e a constante utilizada foi de 0,00121533 mm/cnts.

O procedimento da calibração dos medidores de volume dos módulos FlowTracII, encontra-se no item III. O valor da constante para a FlowTracII da poropressão foi de 0,00053566 cm<sup>3</sup>/cnts. Já para o módulo da pressão confinante foi de 0,0005375 cm<sup>3</sup>/cnts.

Os transdutores de pressão foram apenas verificados, com a utilização de uma bomba de pressão, modelo 089-CAL/FANEM e também com aplicação de colunas d'água, verificando o valor da pressão lido pelo software e pela FlowTracII. Como os valores corresponderam, considerou-se as últimas constantes de calibração determinadas



por (TELES, 2013). Sabe-se que pequenas variações, da ordem de 0,5-1,0 kPa podem existir, porém estas foram desconsideradas, pois a menor tensão confinante efetiva utilizada nos ensaios é de 100 kPa, o que representaria no máximo 1% de erro.

Para realização de ensaios triaxiais de extensão foram necessárias três modificações na prensa tradicional, previstas pelo fabricante e adquiridas pela Poli/UFRJ. As modificações necessárias foram: I) acoplar um adaptador na célula de carga da prensa capaz de prender o pistão e medir esforços de tração; II) acoplar a ponta do pistão rosqueável no *topcap* do corpo de prova de forma a permitir a atuação de forças de tração que reduzam a tensão vertical e III) fixar a base da célula triaxial de ensaio no prato da prensa com dois parafusos. Essas três peças estão mostradas separadamente na Figura 5.1a) e fixadas no equipamento de ensaio na Figura 5.1b).

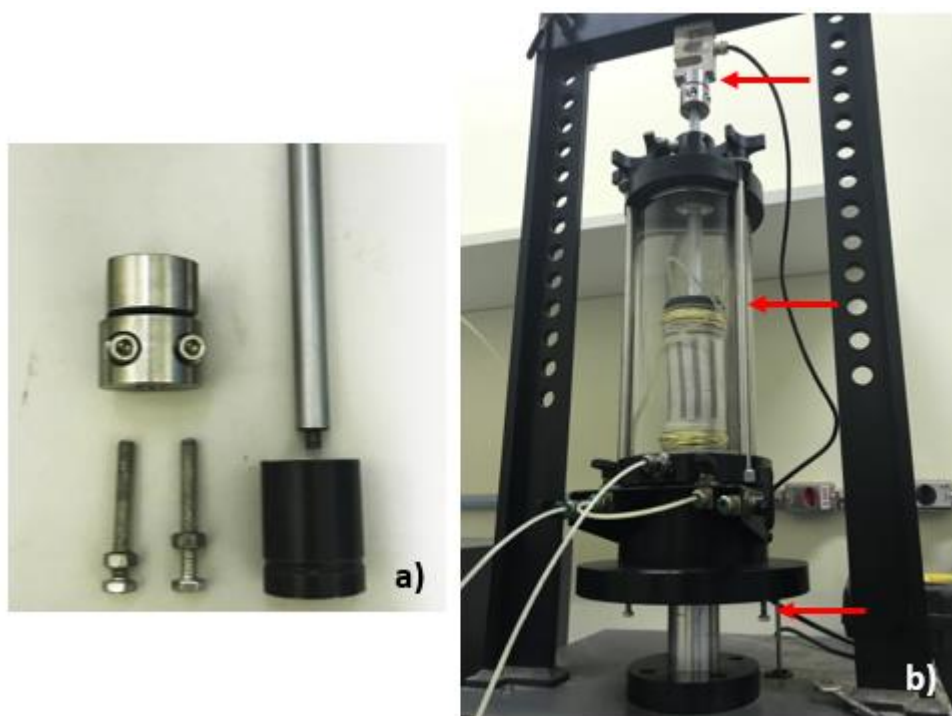


Figura 5.1. Peças necessárias para realizar o ensaio de extensão a) separadas b) acopladas no equipamento de ensaio

### **5.2.2. Moldagem dos corpos de prova**

A moldagem dos corpos de prova seguiu as etapas propostas por FLÓREZ (2015), exceto que foi utilizada água destilada ao invés de fluido do rejeito, modificação também adotada por TELLES (2017). FLÓREZ (2015) determinou qual seria o valor da massa seca de rejeito e do teor de umidade que seriam necessários para moldar um corpo de prova com o índice de vazios máximo neste método de moldagem, já que os índices de

vazios determinados em campo eram muito altos (aproximadamente 0,95-1,00). Pelo presente método de moldagem não foi possível alcançar estes valores, mas os índices de vazios de moldagem máximos foram de 0,85-0,90. Serão descritas aqui, todas as etapas deste método de moldagem.

A primeira etapa da moldagem consistia então na homogeneização do rejeito seco em estufa com água destilada. Essa etapa era necessária para fornecer ao corpo de prova uma coesão aparente suficiente para sustentação própria. FLÓREZ (2015) determinou que aproximadamente 292 gramas de rejeito seco e um teor de umidade de 16% seriam suficientes. Ensaio para confirmar o teor de umidade da homogeneização foram realizados, pelo método da estufa.

A próxima etapa consistia em realizar a dupla compactação estática. Para isso, eram utilizados os seguintes materiais: um molde cilíndrico, de diâmetro interno igual a 5,0 cm e altura interna final de 10cm; dois colares com encaixes para o molde; dois êmbolos, e um anel de PVC bipartido, como pode ser visto na Figura 5.2.



Figura 5.2. Acessórios para a compactação estática

Com o conjunto montado, conforme a sequência indicada na Figura 5.3a), o rejeito era depositado dentro do cilindro com uma colher, de forma a ocupar também, parte do volume dos anéis. Assim, o volume inicial era superior ao volume obtido após a compactação. Com o auxílio de uma prensa hidráulica, empurrava-se os êmbolos, superior e inferior, reduzindo o volume do material e assim compactando o corpo de prova. As Figuras Figura 5.3b) e Figura 5.3c) mostram o antes e depois da compactação do conjunto onde se pode observar a redução do volume ocupado pelo material.



Figura 5.3. Etapas da compactação estática a) Sequência de montagem dos acessórios b) Volume ocupado pelo material antes (TELLES, 2017) c) Volume ocupado pelo material depois (TELLES, 2017).

A seguir, realizava-se a extração do corpo de prova do interior do cilindro de baixo para cima, utilizando extrator de amostras hidráulico. Colocava-se um disco de acrílico na base do cilindro para auxiliar na extração, e na interface entre o disco e o corpo de prova, colocava-se um plástico de forma a evitar perda de material.

Após a extração, determinava-se a altura do corpo de prova, três diâmetros com o auxílio de um paquímetro e também a massa úmida do corpo de prova. Em seguida, o corpo de prova era colocado em um berço metálico, dentro de um saco plástico e uma caixa de isopor, com fundo umedecido, para o transporte entre os laboratórios. A Figura 5.4a) mostra o processo de extração e a Figura 5.4b) o berço e o isopor para transporte.



Figura 5.4. a) Extração do corpo de prova por um extrator de amostras hidráulico b) Isopor e berço utilizados no transporte do corpo de prova

Afim de verificar se os processos de homogeneização, dupla compactação estática e extração resultavam em corpos de prova com teor umidade uniforme, foram moldados 3 corpos de prova extras e determinadas as umidades de 3 regiões diferentes (topo, meio e base). Para os três CPs, a região com menor teor de umidade era o topo, o que pode ser explicado pelo processo de extração no qual esta região fica mais tempo exposta ao ambiente externo. Entretanto, como essas diferenças eram da ordem de 0,3%, foram desprezadas.

A última etapa consistia em montar o corpo de prova na célula do equipamento triaxial. Tentou-se utilizar a metodologia de topo e base lubrificadas e alargados. Como o diâmetro do *topcap* e da base é de 2” (50,8mm), o diâmetro inicial do CP era em média, 49,3mm e, como no ensaio de extensão o diâmetro diminui na etapa de cisalhamento, considerou-se que a base e o *topcap* já eram alargados. Para a lubrificação, utilizou-se duas membranas de látex em disco com uma camada de silicone ao meio, em ambas extremidades. Apesar disto, o *neck* ocorreu, assim como verificado por LAM e TATSUOKA (1988), WU e KOLYMBAS (1991) e YAMAMURO e LADE, (1995), que também utilizaram topo e base alargados e lubrificadas, fato que não eliminava a tendência da formação do *necking*, apenas diminuía.

Isto posto, e considerando as dificuldades em posicionar o CP e montar o conjunto com topo e base lubrificadas, optou-se por adotar a montagem comumente utilizada no laboratório e adotada por TELLES (2017), que seguia a seguinte ordem: no pedestal da câmara era colocada uma pedra porosa com papel filtro e apoiava-se o corpo de prova. Em seguida, no topo do corpo de prova era colocado outro papel filtro, pedra porosa e o *topcap* da célula. Por fim, uma membrana de látex era colocada e elásticos de látex eram utilizados para vedar o conjunto. Como o rejeito apresentava alta permeabilidade, papel filtro lateral não foi utilizado. A Figura 5.5 mostra o corpo de prova montado dentro da célula triaxial já fechada e posicionada na prensa.

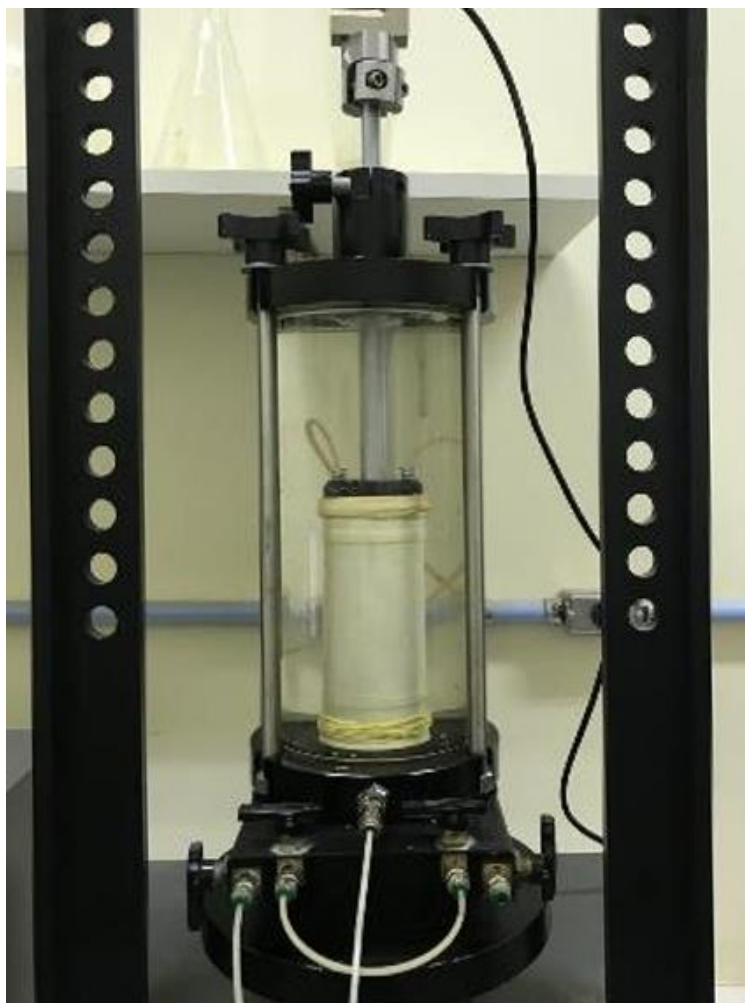


Figura 5.5. Conjunto montado no equipamento do ensaio triaxial

Foram realizados cerca de doze ensaios até que se descobrisse e determinasse os procedimentos mais adequados. Os cinco ensaios da campanha final para esta pesquisa foram identificados como ED100, ED200, ED300, ED400 e ED500. ‘ED’ referente a Ensaios Drenados, e os números são referentes às tensões de adensamento isotrópico utilizadas.

### **5.2.3. Saturação, adensamento isotrópico e cisalhamento**

A etapa de saturação do corpo de prova era feita primeiramente com percolação. Aplicava-se uma pressão confinante de 16 kPa e uma poropressão de 15 kPa na base do CP. Abria-se a válvula para a pressão atmosférica no topo do corpo de prova, o que gerava uma percolação ascendente de água deaerada, e após a percolação de cerca de 15cm<sup>3</sup> fechava-se a válvula para equalizar a pressão interna. Esse procedimento era repetido por 3 a 4 vezes até que um volume total de 70 cm<sup>3</sup> (aproximadamente 40% do volume do CP) tivesse percolado a amostra.

Em seguida utilizava-se o método de saturação por contra-pressão com acréscimos de pressão confinante de 50 kPa., controlando o grau de saturação pelo parâmetro “B de Skempton”, considerando o mínimo aceitável de 0,95. A Tabela abaixo indica, para cada ensaio, o valor de contra-pressão e o parâmetro B alcançado. A variação do valor de contra-pressão necessário em cada ensaio é em razão da “eficiência” da etapa de percolação.

<b>Ensaio</b>	<b><math>u_0</math></b>	<b><math>B</math></b>
<b>ED100</b>	465 kPa	0,975
<b>ED200</b>	415 kPa	0,981
<b>ED300</b>	465 kPa	0,979
<b>ED400</b>	415 kPa	0,983
<b>ED500</b>	365 kPa	0,985

A próxima etapa era de adensamento isotrópico, na qual se controlava a variação do volume do corpo de prova a partir do volume de água que saía do mesmo. O próprio equipamento fornecia a variação volumétrica, com precisão de  $0,001\text{cm}^3$  e a etapa era finalizada quando a curva de variação volumétrica x tempo indicasse que o CP entrou numa condição de adensamento secundário. Como o material é arenoso, a etapa de adensamento era rápida, com duração aproximada de 30-60 min, dependendo do ensaio.

A última fase, a de cisalhamento, iniciava-se logo após o adensamento. Todos os ensaios foram de extensão por descarregamento axial, realizados com deformação controlada a uma taxa de  $-0,05\%/min$ . Como os ensaios de compressão drenada realizados por TELLES (2017) indicavam que a variação volumétrica dos corpos de prova contráteis estabilizava entre 10 – 15% de deformação axial, os ensaios foram levados até este nível de deformações (14 - 15%), contribuindo para que não ocorressem deformações permanentes nas membranas de látex devido aos esforços de tração. A etapa de cisalhamento durou cerca de 5 horas.

- **Consideração sobre o contato entre o pistão e o *topcap***

Nos ensaios de extensão, o pistão é inserido dentro de uma cavidade na região superior do *topcap* e os dois são enroscados (Figura 5.6.a), permitindo a aplicação de uma força de tração (Figura 5.6b). Nesta pesquisa, foi considerado que o contato entre o pistão e o *topcap* é tal que não permita entrada de água nesta região, logo, parte da área do *topcap* não tem contato com a água de preenchimento da câmara triaxial.

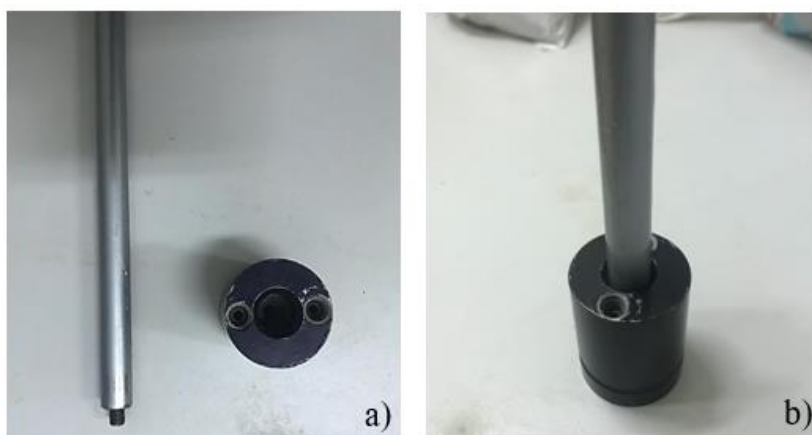


Figura 5.6. Pistão e *topcap* a) Separados e b) Enroscados

Este arranjo influenciará nas fases de saturação e adensamento isotrópico, quando uma condição hidrostática deve ser aplicada ao CP. Como a pressão confinante não estará atuando em toda área do *topcap* (e conseqüentemente no topo do CP), torna-se necessário que o pistão aplique uma força de compressão, no *topcap* para “compensar” a área ocupada por ele.

A Figura 5.7, representa um esquema deste arranjo, onde pode-se observar que as duas peças (pistão e *topcap*) foram consideradas uma peça única. A Equação 5.1 representa o novo cálculo de tensão vertical ( $\sigma_v$ ) considerando este arranjo e a Equação 5.2 representa o valor da força de compressão (N) necessária para atingir a condição hidrostática.



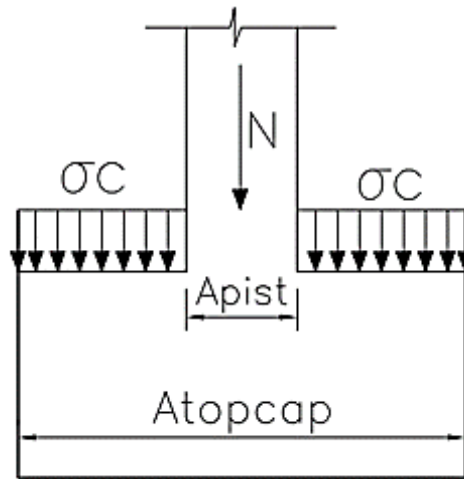


Figura 5.7. Forças atuantes no *topcap* e pistão

Onde:

$N$  é a força normal aplicada pelo pistão

$A_{pist}$  é a área real do pistão

$A_{topcap}$  é a área do *topcap*, igual a área inicial do CP

$\sigma_c$  é a tensão confinante produzida pela água

$$\sigma_v = \frac{N + \sigma_c \cdot (A_{topcap} - A_{pist})}{A_{topcap}} \quad [\text{Equação 5.1}]$$

$$N = A_{pist} \cdot \sigma_c \quad [\text{Equação 5.2}]$$

Este arranjo se mostra diferente do que ocorre nos ensaios triaxiais de compressão convencionais, nos quais durante as fases de saturação e adensamento isotrópico, toda a área do *topcap* está em contato com a água de preenchimento e, conseqüentemente, com a tensão confinante. E na fase de cisalhamento, a área de contato entre o pistão e o *topcap* pode ser desconsiderada, por ser apenas um ponto, devido ao formato boleado da ponta do pistão.

Durante a execução do ensaio pode-se perceber que, nas fases de saturação e adensamento, a máquina posiciona o prato da prensa de forma a produzir uma força de compressão que é registrada na célula de carga, confirmando que o software considera que área do pistão ocupa parte da área do *topcap*, sendo necessário então, esta força de compressão. Caso contrário, não seria necessária nenhuma força de compressão no pistão durante estas fases, e qualquer movimento do prato ocorreria apenas a fase de



cisalhamento. O trecho a seguir, retirado do manual do equipamento, explica quais fatores são levados em conta no cálculo da tensão vertical.

*“The program determines the stress by combining the output of the load cell with three other factors that come from information on the Piston Settings window (opened by selecting Piston on the Options menu). These other factors are the area of the piston, the weight of the piston, the friction on the piston and the uplift (buoyancy) force on the piston due to the cell pressure.”*

*“The Initial Diameter is used by TRIAXIAL to determine the applied stress during each test phases and so needs to be an accurate value*

Em razão do exposto acima, tanto o peso do pistão e o empuxo que atua sobre o mesmo, bem como o atrito entre o pistão e a tampa da célula triaxial, são fatores importantes para a determinação correta da tensão vertical no topo do CP, pois influenciarão diretamente no valor da força de compressão N, registrada pela célula de carga. No próximo item serão apresentadas as maneiras como cada fator foi considerado nos ensaios desta pesquisa.

#### **5.2.4. Correções aplicadas**

- **Peso próprio do pistão e empuxo**

Como explicado no item anterior, o pistão e o *topcap* estão engastados e foi considerado que não ocorre entrada de água nesta região. Considerando isto, não existe esforço de empuxo sobre o pistão durante o ensaio de extensão.

O peso do pistão é 2,68 N, que geraria uma tensão vertical de apenas 1,32 kPa sobre o *topcap* de diâmetro de 50,8 mm. Porém, nos ensaios de extensão, o pistão é parafusado na célula de carga, que é ‘zerada’ após este procedimento. Assim, o peso do pistão também não precisa ser considerado nos cálculos de tensão vertical.

Os três ensaios triaxiais de compressão realizados nesta pesquisa seguiram as mesmas configurações dos ensaios de extensão, ou seja, o pistão e o *topcap* estão enroscados e ambos presos na célula de carga, zerada após este procedimento, dispensando também a consideração de peso e empuxo.

- **Atrito entre o pistão e a tampa da célula triaxial**

O mais indicado em ensaios triaxiais seria medir a força axial do pistão com uma célula de carga colocada dentro da câmara triaxial, para que não fosse preciso descontar os efeitos de atrito estático e cinemático que podem surgir entre o pistão e a tampa da célula triaxial. Entretanto, no equipamento utilizado nesta campanha, a leitura da força axial é realizada por uma célula de carga externa à câmara, não sendo possível desconsiderar o atrito.

O atrito estático entre o pistão e a tampa será importante para o cálculo da tensão vertical durante as etapas de saturação e adensamento isotrópico, pois, como explicado no item anterior, a união entre o pistão e o *topcap* exige que se aplique uma força vertical de compressão pelo pistão. Considerando que os deslocamentos relativos entre pistão e tampa sejam muito pequenos durante estas etapas, foi admitido que o atrito estático influencia o valor necessário da força de compressão (N).

Durante a etapa de cisalhamento, quando é aplicada uma velocidade constante de deslocamento descendente do prato da célula triaxial nos ensaios de extensão, ou ascendente nos ensaios de compressão, o atrito cinemático passa a agir entre a tampa e o pistão.

- **Atrito estático**

A metodologia utilizada para determinar o atrito estático que existe entre o pistão e a tampa foi aplicar diferentes tensões confinantes e ler a força na célula de carga. O pistão ficava acoplado na célula de carga e a célula triaxial era preenchida com água. As pressões aplicadas na água provocavam uma força de levantamento no pistão. A Figura 5.8 mostra este procedimento e as forças envolvidas, que neste caso serão apenas o atrito estático ( $A_{t,e}$ ), a força de contato na área do pistão gerada pela pressão confinante (F), indicada pela Equação 5.3, e a força lida pela célula de carga (R), indicada pela Equação 5.4. Como a célula de carga foi zerada após a montagem do conjunto, a fixação do pistão e a abertura da borboleta de travamento do pistão (indicada pelo círculo vermelho), o valor do peso do pistão é desconsiderado.

A Equação 5.5 indica que a força de atrito deveria ser o coeficiente linear da reta obtida com os pares força x tensão após diversas aplicações da tensão confinante e, o coeficiente angular deveria ser a área transversal do pistão. Isso significaria que o atrito

estático é constante para qualquer valor de tensão confinante aplicada. E, se não houvesse atrito ( $A_{t,e}=0$ ), a força lida,  $R$ , seria exatamente igual à força  $F$ .

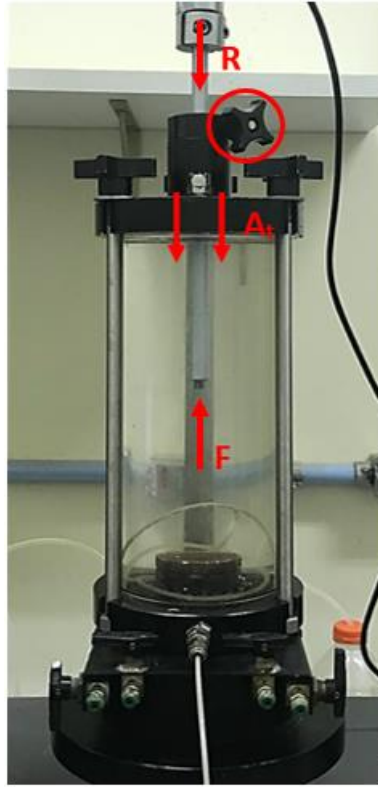


Figura 5.8. Calibração do atrito estático

$$F = A_{pist} \cdot \sigma_c \quad \text{[Equação 5.3]}$$

$$R = F - A_{t,e} \quad \text{[Equação 5.4]}$$

$$R = A_{pist} \cdot \sigma_c - A_{t,e} \quad \text{[Equação 5.5]}$$

Quando se consultou o manual do próprio equipamento, percebeu-se que este sugere considerar o atrito no pistão, utilizando o artifício de *área efetiva*. A metodologia proposta no manual é a mesma citada anteriormente: aplicar diferentes tensões confinantes e ler a força da célula de carga. O trecho a seguir foi retirado do manual do equipamento, mostrando que o próprio fabricante reconhece a dificuldade de determinar a parcela de atrito entre o pistão e a câmara triaxial.

*“Unfortunately, it is very difficult to determine the actual frictional force on the piston. However, there is a way of getting around this, a way that also eliminates the need for the piston weight. The combination of weight, friction and buoyancy force can be replaced by an effective buoyancy force that is equal to the product of the cell pressure and an effective area.*

*Putting this effective area in the Area dialog box on the Piston Setting window and then leaving the Weight and Friction dialog boxes with zero is equivalent to using the actual area, weight and friction values.”*

E as instruções sugeridas pelo manual para determinar esta *área efetiva* estão indicadas no trecho abaixo.

*“Go through the procedure of getting load cell readings while you increase the pressure in the cell. Then plot the result and determine the slope of the line (Excel works well for this). [...] Use the value of the slope for the effective area. We determined the effective area of the piston for our standard triaxial system with the 3400 model triaxial cell. We did this by increasing the cell pressure (while the cell was in contact with the load cell button and the platen was fixed in position) and recording the corresponding load cell reading. The effective area turned out to be between 130 mm<sup>2</sup> (0.2 in<sup>2</sup>) and 226 mm<sup>2</sup> (0.35 in<sup>2</sup>) instead of the actual area of 587 mm<sup>2</sup> (0.197 in<sup>2</sup>)”*

A partir da sugestão do manual é necessário assinalar que:

- i) A área efetiva é o valor da inclinação da reta obtida no gráfico de força versus tensão confinante, sendo diferente da área real do pistão, indicando então que o atrito varia com a tensão confinante, pois caso contrário, a inclinação seria exatamente a área real do pistão e o atrito seria o coeficiente linear da reta, como discutido anteriormente.
- ii) O coeficiente linear da reta ajustada passa a ser apenas um valor de ajuste matemático, não tendo significado físico.
- iii) Os valores de área efetiva encontrados pelo fabricante foram menores que a área real do pistão, indicando que o atrito contribui reduzindo uma parcela da força F. Este fato está de acordo com o sentido da força de atrito indicado anteriormente na Figura 5.8.
- iv) O manual indica que o valor desta área efetiva estava entre 130 mm<sup>2</sup> e 226 mm<sup>2</sup> (para uma área real de 587mm<sup>2</sup>), o que indica um grau de variação nos resultados e dificuldade em considerar essa parcela do atrito.
- v) Como o procedimento indicado pelo manual não sugere aplicação de deslocamentos relativos entre pistão e tampa, o atrito estimado é o atrito estático.

O manual não traz informações específicas sobre o atrito cinemático. Acredita-se que o fabricante considera suficiente esta correção do atrito.

Optou-se então por seguir as instruções do manual para considerar implicitamente o atrito estático entre o pistão e a célula de carga durante a etapa de saturação e adensamento isotrópico. Este procedimento de determinar a área efetiva foi realizado imediatamente antes do início da campanha de ensaios apresentada nos resultados.

O procedimento foi realizado três vezes, com tensões confinantes entre 100 e 700 kPa (faixa de tensões utilizadas durante os ensaios de extensão), na semana anterior ao início da campanha de ensaios.

A Figura 5.9 apresenta o gráfico Força x Pressão com o resultado das três calibrações e a Tabela 5.1 apresenta um resumo com a área efetiva de cada calibração e a média encontrada.

Tabela 5.1. Resumo da calibração do atrito no pistão

Calibração	Área Efetiva (mm <sup>2</sup> )	Média
1	75,4	76,06
2	75,2	
3	77,6	

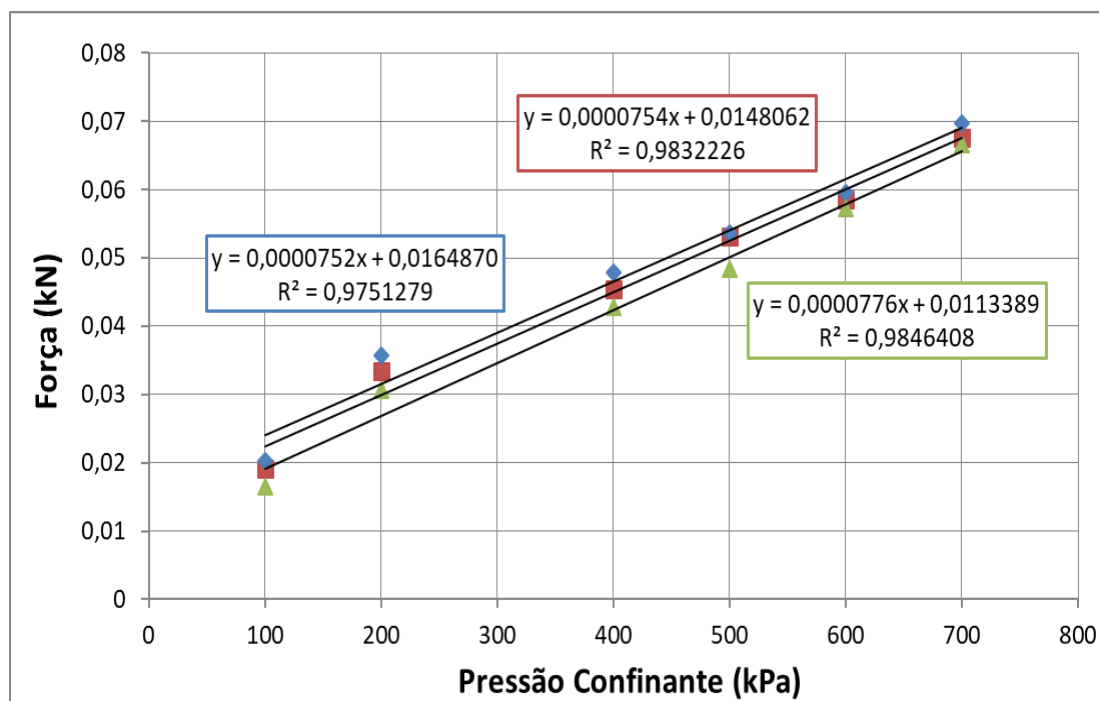


Figura 5.9. Determinação da área efetiva do pistão

A área real do pistão ( $A_{\text{pistao}}$ ) é 125,4 mm<sup>2</sup> e a área efetiva média determinada foi menor, seguindo o que foi indicado pelo manual do equipamento. Este valor de área efetiva é registrado no software do programa, que então realiza as etapas do ensaio considerando este valor como área do pistão. Isso implica que o atrito estático já está sendo considerado nos dados fornecidos pelo equipamento, não sendo necessária nenhuma correção posterior da tensão vertical.

Ressalta-se neste momento que alguns meses antes da realização da campanha de ensaios final, uma calibração tinha sido realizada e nesta, a área efetiva determinada foi de 110 mm<sup>2</sup>. A fim de confirmar esta variação, realizou-se uma última calibração um mês após a campanha de ensaios, e o valor obtido desta vez foi de 98 mm<sup>2</sup>.

Acredita-se que esta variação da área efetiva, que reflete o valor do atrito estático entre o pistão e a tampa, está diretamente relacionada com o aperto dos dois parafusos da peça que envolve o pistão (Figura 5.10). Estes parafusos são responsáveis por vedar o orifício no qual o pistão se movimenta, evitando qualquer vazamento da água de preenchimento. Deve existir um “ponto ótimo” de aperto dos parafusos, que não permita o vazamento de água (mesmo com altas pressões confinantes) ao mesmo tempo que gere o menor valor de atrito estático possível.

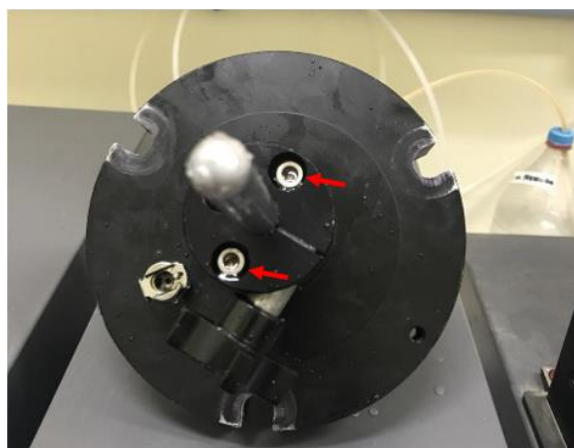


Figura 5.10. Detalhe dos parafusos da tampa que influenciam no atrito estático no pistão

Nos procedimentos esporádicos de limpeza do equipamento é necessário desmontar as peças e reaplicar o aperto cuja magnitude depende do operador e pode variar. Portanto, sugere-se fortemente que o valor da área efetiva seja determinado imediatamente antes do início de cada nova campanha de ensaios, caso seja utilizado este artifício.

Neste trabalho foi utilizado o valor de 76,06 mm<sup>2</sup> determinado imediatamente antes da campanha final.

- **Atrito cinemático**

O procedimento sugerido pelo manual faz referência apenas ao atrito estático. No instante imediatamente anterior ao início do cisalhamento, o CP encontra-se num estado de tensões hidrostático e a tensão desviadora é nula.

A partir deste instante, quando começa o cisalhamento, qualquer variação na força lida pelo pistão indica a existência de uma tensão desviadora. A prensa movimentada a câmara com velocidade constante enquanto o pistão fica preso à célula de carga. A partir de então, se faz necessário descontar a parcela de atrito cinemático. Como nenhuma informação sobre o atrito cinemático é fornecida ao software, optou-se por descontá-lo posteriormente.

Para tentar determinar o atrito cinemático que ocorre entre o pistão e a tampa, optou-se por manter a mesma configuração do atrito estático (apenas o pistão acoplado na célula triaxial dentro da câmara triaxial) e, mantendo constante uma determinada tensão confinante, promover o deslocamento descendente do prato, simulando o que ocorre no ensaio de extensão. Desta forma, as forças atuantes no sistema seriam as mesmas indicadas anteriormente na Figura 5.8. Considerando que o movimento descendente do prato gera um deslocamento relativo do pistão para fora da câmara, o sentido da força de atrito cinemático ( $A_{t,c}$ ) que surge no pistão será o mesmo que o sentido do atrito estático.

Para cada valor de tensão confinante, aplicou-se um deslocamento descendente do prato de aproximadamente 15mm (que corresponde a 15% de deformação axial de um CP com 10 cm de altura) numa taxa de 0,05 mm/min, mesma velocidade utilizada nos ensaios de extensão desta pesquisa. Assim como nos ensaios, os testes foram realizados passando vaselina no pistão e no orifício por onde ocorre o deslizamento.

Os gráficos obtidos em cada teste estão apresentados na Figura 5.11 e para todos os valores de tensão confinante, observa-se que a célula de carga indicou uma oscilação da força, mesmo sem nenhuma variação no sentido de movimento do prato. Este comportamento oscilatório do atrito cinemático também foi identificado por TELES (2019) em testes similares realizados num equipamento do mesmo modelo.

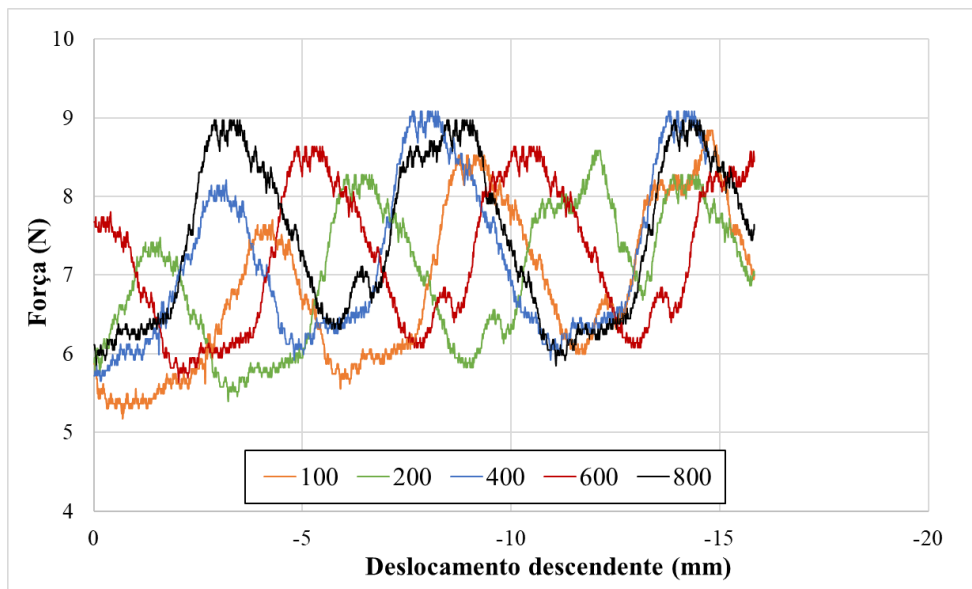


Figura 5.11. Gráficos Força x Deslocamento para o atrito cinemático de diversos valores de tensão confinante

Acredita-se que este comportamento está relacionado com o fenômeno conhecido como *stick-slip* (LAMBE & WHITMAN,1969).

Sabe-se que o coeficiente de atrito estático entre duas superfícies é maior que o coeficiente de atrito cinemático. Por isto, a força necessária para iniciar o movimento (sair da inércia) é maior que a força necessária para manter o movimento. A Figura 5.12 representa a força de atrito x tempo (ou deslocamento). A seta para baixo indica apenas que a força de atrito tem sentido contrário ao sentido positivo do movimento.

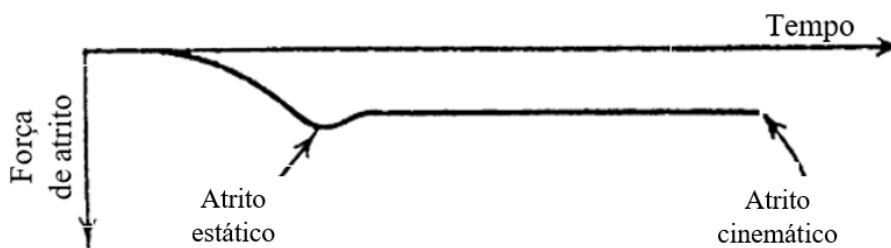


Figura 5.12. Força de atrito, estático e cinemático, numa superfície perfeitamente lisa (LAMBE & WHITMAN,1969)

Quando existe uma diferença entre os atritos estático e cinemático pode ocorrer o fenômeno conhecido como *stick-slip* (agarrar-escorregar). A força cisalhante aumenta até atingir o valor do atrito estático, quando o deslizamento começa. Neste momento, parte da energia elástica que estava armazenada no mecanismo de carregamento é liberada, acelerando o corpo deslizante e fazendo com que a força cisalhante medida caia abaixo do mínimo necessário para manter o movimento, fazendo o deslizamento parar. O



movimento só recomeçará quando a força cisalhante aumentar até o valor necessário para vencer o atrito estático e o ciclo se repete. Sob tais condições não se pode determinar exatamente qual o valor do coeficiente de atrito cinemático e por isso, utiliza-se uma média entre o atrito estático e a força que fez o fim do movimento. A Figura 5.13 representa este fenômeno.

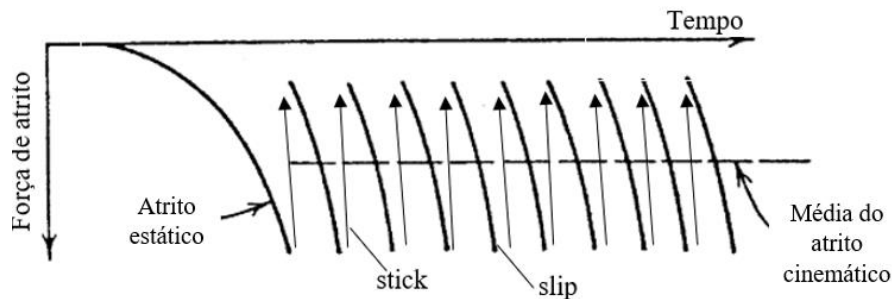


Figura 5.13. Fenômeno do stick-slip (LAMBE & WHITMAN,1969)

O fato de nenhuma superfície ser perfeitamente lisa e sempre apresentar micro irregularidades, também pode acarretar no fenômeno de stick-slip, podendo ser mais facilmente compreendido. A Figura 5.14 apresenta este fenômeno. As asperezas entre as superfícies podem causar variação nos deslocamentos e, deslizamentos rápidos podem acontecer sempre que uma aspereza passa do topo de outra aspereza. Isso vai acarretar em picos na força de atrito cinemático.

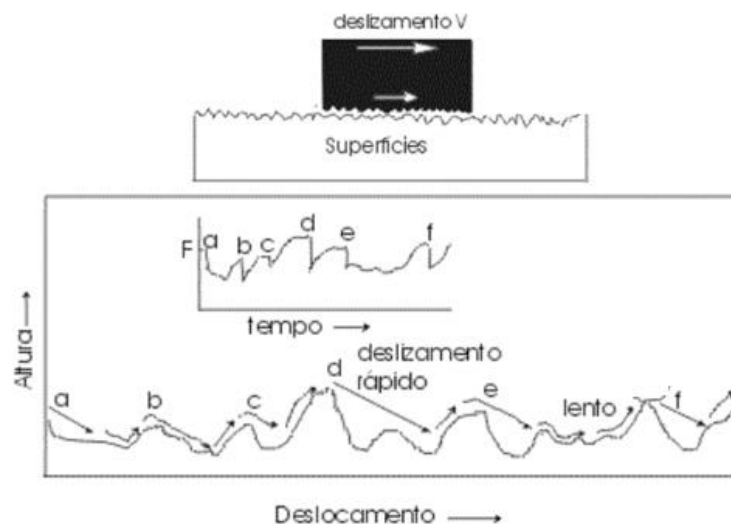


Figura 5.14. Fenômeno stick-slip numa superfície irregular (CBPF, 2005)

Dependendo da escala do problema essas irregularidades podem ser desconsideradas, pois as variações são pequenas se comparadas com a magnitude do atrito cinemático médio.

Em relação ao problema de atrito cinemático entre o pistão e a tampa da célula triaxial, acredita-se estar mais relacionado à primeira forma de stick-slip, quando alguma parcela de energia elástica do material do pistão pode ser liberada e causar o fenômeno. Utilizou-se um microscópio e verificou-se que o pistão apresentava ranhuras com espaçamentos iguais, mas da ordem de apenas 0,1 mm (Figura 5.15), ao contrário dos picos observados na Figura 5.11, que são espaçados em aproximadamente 5mm. Por isto, as ranhuras do pistão não podem explicar a variação do atrito cinemático.

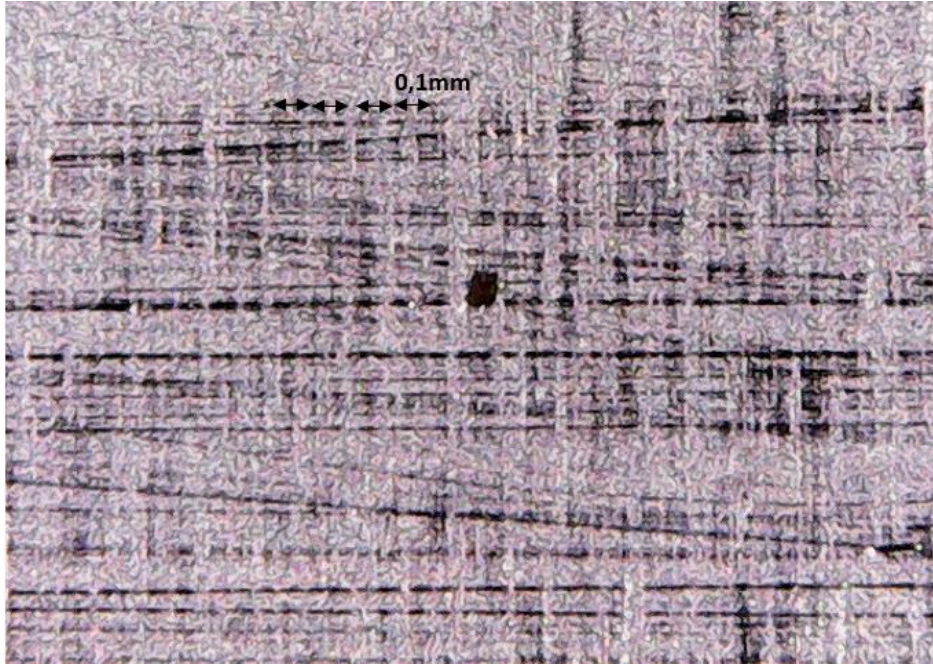


Figura 5.15. Ranhuras no pistão a partir de um microscópio aumentado 40x

Considerado o exposto acima, optou-se por lançar os valores máximo e mínimo do atrito cinemático (pico e vale) para cada tensão confinante em um gráfico Força x Tensão confinante. A linha e marcadores pretos indicam os valores médios que foram utilizados na correção da tensão desviadora (Figura 5.16). Como pode ser visto, houve uma leve tendência de aumento do atrito cinemático com a tensão confinante.

A partir da tensão confinante total de cada ensaio, determinou-se o valor da força de atrito cinemático ( $F_{a,c}$ ) pela equação de ajuste linear para a média (Equação 5.6) e, a partir daí, calculou-se parcela de tensão desviadora que deve ser descontada durante a etapa de cisalhamento, a partir da Equação 5.7.

$$F_{a,c} = 0,0005 \cdot \sigma_c + 6,96 \quad \text{[Equação 5.6]}$$

$$\sigma_{a,c} = \frac{1}{1000} \cdot \frac{F_{a,c}}{A_{cp}} \quad \text{[Equação 5.7]}$$

Onde,

$\sigma_c$  é a tensão confinante total no ensaio [kPa]

$\sigma_{a,c}$  é a parcela referente ao atrito cinemático [kPa]

$F_{a,c}$  é a força de atrito cinemático [N]

$A_{cp}$  é a área do CP em cada instante do cisalhamento [m<sup>2</sup>]

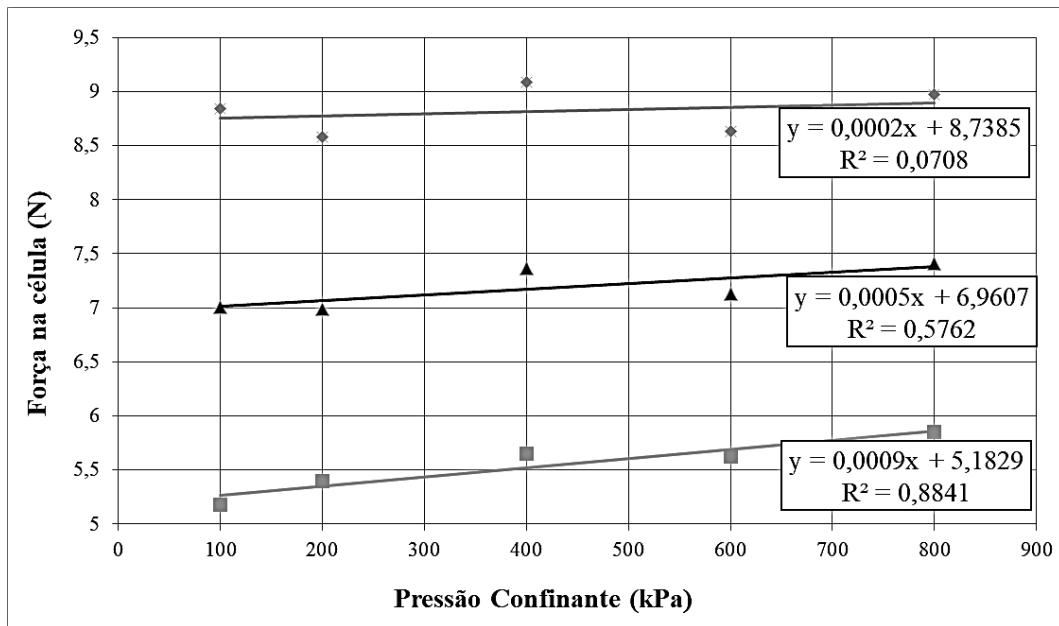


Figura 5.16. Força de atrito cinemático x tensão confinante

Uma maneira diferente de considerar o atrito, mas que corresponde matematicamente à maneira utilizada aqui, seria descontar da força de atrito cinemático a força lida pela célula de carga durante a fase cisalhamento.

Considerando 100 kPa de tensão confinante e um CP com diâmetro de 5 cm (0,001963 m<sup>2</sup>), a força de atrito cinemático seria de 7,02 N ± 1,74 N. Isso representa uma parcela de tensão desviadora de 3,6 kPa ± 0,9 kPa.

- **Membrana de látex**

Como discutido no capítulo 3, a membrana de látex, durante o ensaio de extensão, opõe-se à deformação axial e, assim produz uma tensão de tração que deve ser descontada da tensão desviadora referente somente ao solo. Para o cálculo da tensão desviadora referente à membrana, foi utilizada a mesma metodologia proposta por WU e KOLYMBAS (1991).

Os autores sugerem que a parcela da força de tração gerada pela membrana pode ser estimada pela Equação 5.8.

$$F_m = \pi \cdot D \cdot t \cdot E_m \cdot \varepsilon_a \quad [\text{Equação 5.8}]$$

Onde,

$F_m$  é a força de tração, em N, devido à deformação da membrana, e que será registrada pela célula de carga.

$D$  é o diâmetro inicial da membrana, que vale 2” (50,8 mm)

$t$  é a espessura da membrana, que vale 0,012” (0,3048 mm, é ser considerada constante durante o ensaio.

$E_m$  é o módulo de elasticidade da membrana, que vale 1,668 MPa

$\varepsilon_a$  é a deformação axial, que será igual à deformação axial do CP, considerando não ocorrer deslizamento entre a membrana e o solo.

Para determinar o valor da constante  $E_m$ , foi realizado ensaio de tração simples na membrana, no próprio equipamento de ensaio. Como durante o ensaio de extensão as membranas poderiam ter deformações plásticas e algumas seriam utilizadas, também foi determinado o valor de  $E_m$  de uma membrana já utilizada. Como uma pequena diferença foi encontrada, foi sempre considerada a constante referente a uma membrana nova para os cálculos de tensão desviadora. Detalhes do procedimento realizado encontram-se no item V do Anexo A e o gráfico obtido em tensão (MPa) x deformação (%) para a primeira calibração, com uma membrana nova, está apresentado na Figura 5.17. Nesta primeira calibração também foram medidos os deslocamentos visualmente, com o objetivo de comparar com os resultados da máquina. O valor médio determinado pelos três ensaios foi de 1,668 MPa.

A partir do valor de força de tração gerada pela membrana em cada instante do ensaio, pode-se descontá-la diretamente da força lida pela célula de carga ou, pode-se calcular a parcela da tensão desviadora no topo do CP que deve ser descontada. Optou-se por calcular a parcela da tensão produzida pela membrana.

$$\sigma_{memb} = \frac{1}{1000} \cdot \frac{F_m}{A_{cp}} \quad [\text{Equação 5.9}]$$

Onde,

$\sigma_{memb}$  é a parcela referente à membrana em kPa

$F_m$  é a força gerada pela membrana, em N, calculada pela Equação 5.8

$A_{cp}$  é a área do CP em cada instante do cisalhamento em  $m^2$

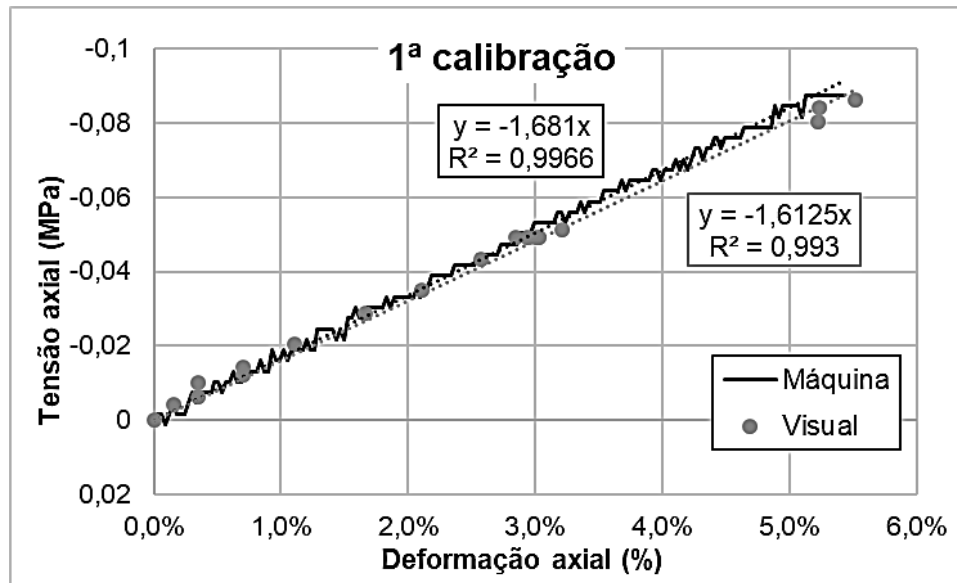


Figura 5.17. Determinação do módulo de elasticidade de uma membrana de látex nova

Sabe-se que, junto com a deformação axial da membrana (aumentando seu comprimento), ocorre também uma deformação radial, que diminui seu diâmetro e que pode gerar um acréscimo de tensão confinante. Para ensaios com baixas tensões confinantes isso se mostra importante, como discutido em TELES (2019). Nesta pesquisa, optou-se por desprezar esta parcela pelos seguintes motivos: a) na etapa de moldagem, o diâmetro da membrana é levemente maior que o diâmetro do CP (50,8mm da membrana contra 49,5mm do CP), logo, por estar “frouxa”, qualquer efeito de confinamento nesta etapa não ocorre e; b) como o diâmetro no CP vai diminuindo no decorrer do ensaio de extensão, considerou-se que a membrana não comprimia radialmente o CP.

Será mostrado posteriormente que as deformações axiais no corpo de prova se mantinham uniformes até, aproximadamente, um nível de deformação de 5% a 7%, e após este estágio, as deformações axiais ficavam concentradas na região do *necking*. Este fato irá influenciar no cálculo da parcela de tensão causada pela membrana, pois a deformação axial da membrana não será mais a calculada pela deformação axial global do CP (calculada com base nas leituras do extensômetro vertical), mas sim pela deformação axial na região do *necking*, denominada deformação axial local, estimada por fotografia.

- **Peso próprio**

O peso específico úmido médio dos corpos de prova foi de 17,7 kN/m<sup>3</sup> e a altura média de 9,9cm. Isso corresponde a uma tensão na base no CP devido ao peso próprio de aproximadamente 1,75 kPa.

Como foram realizados ensaios com tensões confinantes acima de 100 kPa, a parcela do peso próprio foi desconsiderada, pois é menor que 1,75%. No ensaio de 500 kPa essa influência é ainda menor, de apenas 0,35%. Assim, considerou-se uma distribuição uniforme de tensões no CP ao longo de sua altura.

- **Papel filtro lateral**

Como o material apresenta alta permeabilidade, optou-se por não utilizar papel filtro lateral. Logo não foram necessárias correções na tensão desviadora relacionadas à parcela de tração que poderia estar sendo resistida por ele.

### **5.2.5. Solução para as deformações localizadas**

Como já explicado, LAM e TATSUOKA (1988), WU e KOLYMBAS (1991) e YAMAMURO e LADE, (1995) verificaram que, mesmo com a utilização de topo e base alargados e lubrificados, ocorria a formação de *necking*. Como discutido no capítulo 3, as deformações localizadas são inevitáveis nos ensaios triaxiais de extensão que utilizam membrana de látex para isolar o CP, pois o ensaio terá uma condição de planos flexíveis de atuação de  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$ .

Para contornar este problema, ao invés de tentarem executar um ensaio com deformações uniformes, WU e KOLYMBAS (1991) e LAM e TATSUOKA (1988) optaram por determinar a área real transversal a atuação de  $\sigma_3$ . WU e KOLYMBAS (1991) utilizaram medidores de deformações radiais em três locais diferentes do CP, que apresentava como desvantagem a possibilidade de nenhum dos três medidores estarem exatamente no centro do *neck*. E, LAM e TATSUOKA (1988) mediram o valor da área transversal diretamente por fotografias impressas que, segundo os próprios autores, podem ter gerado erros devido à imprecisão das medidas.

Isto posto, e, considerando as limitações do equipamento de ensaio disponível para esta pesquisa, para o cálculo correto da tensão desviadora, foram tiradas fotografias

digitais para a determinação da área real transversal do *neck*, com as devidas correções explicadas posteriormente. Este resultado foi comparado com o obtido por meio do cálculo convencional da área transversal, baseado em deformações uniformes.

Além disto, aproveitando que YAMAMURO e LADE (1995) identificaram que corpos de prova contráteis apresentam menor dispersão nos resultados, os CPs utilizados neste trabalho foram moldados com altos valores de índice de vazios, como explicado na etapa de moldagem.

### 5.3. Cálculos baseados na hipótese de deformação uniforme

Serão explicados aqui os cálculos convencionais baseados na hipótese de que o CP não perde sua forma cilíndrica durante o ensaio, ou seja, desprezando-se a formação de *necking*. Esta maneira de obter a área da seção transversal do CP, a tensão desviadora, e o índice de vazios durante o cisalhamento será denominada “convencional”.

#### 5.3.1. Cálculo convencional da área da seção transversal do CP

Durante a etapa de cisalhamento, a área da seção transversal do corpo de prova varia, e essa variação é em função das deformações ocorridas. De acordo com HEAD (1986) a correção da área deve levar em conta a forma de ruptura durante o ensaio, ou seja, se o corpo de prova irá romper num formato barril ou num formato de cilindro uniforme.

Foi considerado que o corpo de prova se deforma em formato de cilindro, o que é próximo da realidade observada para valores de deformação axial de até, em média, 7%, e utilizou-se a seguinte equação para correção da área transversal do corpo de prova:

$$A_{COR} = A_a \left( \frac{1 - \varepsilon_{vol}}{1 - \varepsilon_a} \right) \quad \text{[Equação 5.10]}$$

Onde:

$A_{COR}$  é a área da seção transversal corrigida para cada instante do ensaio

$A_a$  é a área ao fim da fase de adensamento

$\varepsilon_{vol}$  é a deformação volumétrica em cada instante do ensaio

$\varepsilon_a$  é a deformação axial em cada instante do ensaio, que no caso de ensaios de extensão, é negativa

### **5.3.2. Cálculo convencional da tensão desviadora**

O software do equipamento GeoComp fornece planilhas com dados de deslocamento vertical (mm) e força vertical medida na célula de carga (N). A partir do cálculo da área cisalhada durante o ensaio, a tensão desviadora de ensaio ( $\sigma_d$ ) foi calculada da seguinte maneira:

$$\sigma_d = \frac{N - \sigma_c \times A_{ef}}{A_{cor}} - \sigma_{memb} - \sigma_{a,c} \quad [\text{Equação 5.11}]$$

As parcelas  $\sigma_{a,c}$  e  $\sigma_{memb}$  foram explicadas anteriormente, no item 5.2.4. Neste caso, as deformações axiais da membrana foram consideradas iguais às deformações axiais globais do corpo de prova.

### **5.3.3. Cálculo convencional dos índices de vazios**

Foi necessário calcular o índice de vazios do corpo de prova em três momentos distintos: logo após a moldagem ( $e_m$ ), após o adensamento isotrópico ( $e_a$ ), e ao final do cisalhamento ( $e_{ss}$ ).

O índice de vazios da moldagem ( $e_m$ ) era calculado a partir da equação a seguir:

$$e_m = \frac{G_s \cdot \gamma_w}{\gamma_d} - 1 = \frac{G_s \cdot \gamma_w \cdot Vi}{P_s} - 1 \quad [\text{Equação 5.12}]$$

Onde:

$e_m$  = índice de vazios de moldagem

$G_s$  = Densidade relativa dos grãos

$\gamma_w$  = peso específico da água

$P_s$  = peso seco, correspondente à  $P_t / (1 + w)$ , com  $w$  sendo a umidade de moldagem e  $P_t$  o peso total úmido do CP, ambos determinados por uma balança com resolução de 0,01g e considerando  $g=9,81\text{m/s}^2$ .

$Vi$  = volume inicial da amostra, medido por paquímetro, com resolução de 0,05mm.



Para o cálculo do índice de vazios no final da etapa de adensamento ( $e_a$ ), que é igual ao índice de vazios no início do cisalhamento ( $e_0$ ), considerou-se que todo volume de água que saiu do corpo de prova ( $\Delta V_a$ ) durante a etapa corresponde à redução de seu volume de vazios, assim, o volume do CP no final do adensamento ( $V_a$ ) será:

$$V_a = V_i - \Delta V_a \quad [\text{Equação 5.13}]$$

E, como o peso seco de material é constante:

$$e_a = \frac{G_s \cdot \gamma_w \cdot V_a}{P_s} - 1 \quad [\text{Equação 5.14}]$$

Por último, nos ensaios drenados, foi considerado novamente que qualquer variação no volume de vazios corresponde ao volume de água que entrou ou saiu do corpo de prova durante o cisalhamento ( $\Delta V_{ci}$ ), logo, o volume do CP no final do cisalhamento ( $V_{ss}$ ) será:

$$V_{ss} = V_a - \Delta V_{ci} \quad [\text{Equação 5.15}]$$

$$e_{ss} = \frac{G_s \cdot \gamma_w \cdot V_{ss}}{P_s} - 1 \quad [\text{Equação 5.16}]$$

Enfatiza-se que, como os índices de vazios foram calculados utilizando o volume total do corpo de prova, são considerados como índice de vazios globais.

## 5.4. Cálculos baseados nas fotografias

Serão explicados aqui os procedimentos realizados para determinar o valor da tensão desviadora que efetivamente está agindo no corpo de prova, na região das deformações localizadas (*neck*). A partir de valores de deformação axial da ordem de 5% a 7%, a área transversal estreitada torna-se muito diferente da área calculada pela teoria. Por isto, propõe-se neste trabalho a determinação da área real estreitada a partir de fotografias, para assim calcular com melhor acurácia a tensão desviadora.

Para determinar os valores das dimensões dos CPs através de imagens, foram utilizados: uma câmera fotográfica da marca *Apple*, resolução de 12MP, com comprimento focal de 28mm, abertura de objetiva f/1.8; e um tripé com níveis de bolha horizontal e vertical, a fim de garantir o paralelismo entre o plano da lente da câmera fotográfica e o equipamento de ensaio. Todas as fotos, de todos os ensaios, foram realizadas na mesma posição. Depois, as medidas eram realizadas no software AutoCAD e corrigidas quanto ao efeito de refração óptica.

A seguir, serão explicados como foram considerados o efeito de paralaxe, a distorção radial presente em fotografias e o fenômeno de refração óptica.

#### **5.4.1. Efeito de paralaxe em fotografia**

O efeito de paralaxe consiste em um aparente deslocamento de um objeto observado, causado por uma mudança no posicionamento do observador. Na fotografia, a paralaxe ocorre em câmeras antigas compactas, nas quais a imagem que o visor capta não é a mesma que a captada pela objetiva da câmera, como ilustrado Figura 5.18. Como existem dois ângulos diferentes de visão, é comum haver um desvio no enquadramento (DEIRÓ, 2016). As atuais câmeras e smartphones possuem visor digital que permitem posicionar a imagem da maneira correta, eliminando este erro.

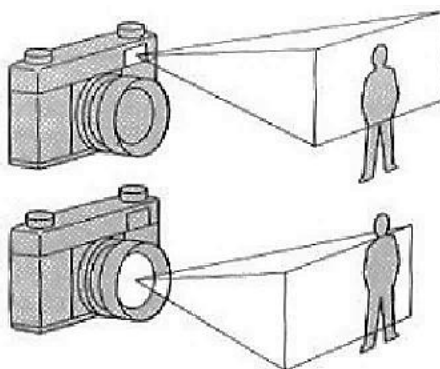


Figura 5.18. Efeito da paralaxe em câmeras compactas (MARINHO, 2009)

#### **5.4.2. Distorção radial de fotografias**

A maioria das câmeras fotográficas é formada por lentes esféricas que causam distorções radiais. Essas distorções podem ser entendidas como um esticamento não uniforme da fotografia, em que o centro e as bordas estão magnificados de formas diferentes (NEON, 2014). Essas distorções radiais podem ser classificadas em três tipos: barril, almofada e complexa, como ilustrado na Figura 5.19. Devido à construção da lente, os cantos da fotografia são mais distorcidos. A câmera utilizada nesta pesquisa gera uma distorção do tipo barril.

Pode-se perceber que, na região central da fotografia, as distorções são muito pequenas e de acordo com as características da câmera fotográfica, podem ser desprezíveis. Estas características são: o comprimento focal e abertura da objetiva. A

resolução da câmera irá influenciar na nitidez da imagem obtida. Além disto, já existem softwares que corrigem automaticamente as distorções das bordas (HAGE, 2016).

Neste trabalho, foi utilizado um tripé fixo na mesma posição em todos os ensaios e a câmera fotográfica foi posicionada a uma distância horizontal de, aproximadamente 1,0m. Esta distância foi definida de tal forma que as distorções de borda não afetassem a imagem do corpo de prova e a nitidez ainda fosse suficiente para realizar as medições. Optou-se por centralizar o foco da câmera no eixo de simetria vertical do CP, de forma que, se ocorressem pequenas distorções, estas seriam simétricas.

Para confirmar se as distorções de bordas seriam desprezíveis foi utilizado o software PhotoShop CS6 para realizar a correção de bordas, sendo verificado que ela não seria necessária, pois na região central da fotografia, na qual estava sendo registrado o CP, o efeito da distorção de fotografia realmente não ocorria.

A Figura 5.20 é um exemplo das imagens utilizadas nas medições, na qual pode-se perceber que o corpo de prova está aproximadamente no eixo vertical de simetria da imagem. Além disso, a partir das linhas de grade na fotografia, pode-se confirmar a verticalidade do pórtico do equipamento de ensaio, nas regiões próximas à célula triaxial.

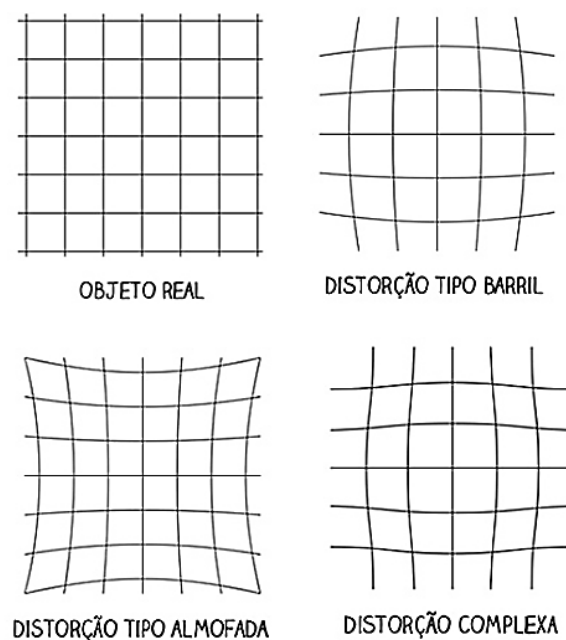


Figura 5.19. Tipos de distorção radial em fotografias (NEON, 2014)

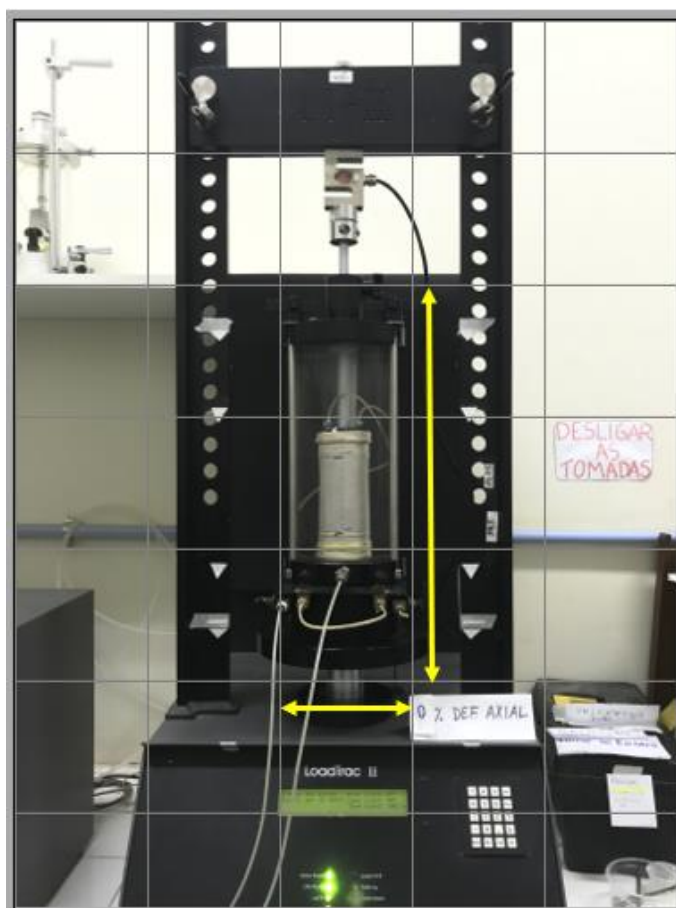


Figura 5.20. Exemplo de imagem e a ausência de distorções

### 5.4.3. Refração óptica

Como o ensaio é realizado dentro de uma câmara de acrílico preenchida com água, a imagem registrada pela câmera fotográfica (e também observada pelo olho humano) está distorcida devido à refração.

Quando um raio de luz muda de meio de propagação, há variação da velocidade de propagação e pode ocorrer mudança de direção que, segundo a ótica, é o fenômeno de refração.

Quando um raio de luz atinge uma superfície entre dois meios, 1 e 2, com um ângulo  $\theta_1$  medido com a reta normal ao ponto de contato, o ângulo do feixe de luz no meio 2,  $\theta_2$ , é calculado de acordo com a Lei de Snell:

$$\text{sen } \theta_1 \cdot n_1 = \text{sen } \theta_2 \cdot n_2$$

O modelo físico envolvido nos ensaios triaxiais consiste em um objeto cilíndrico (corpo de prova) imerso num meio também cilíndrico (câmara triaxial preenchida com

água) que produz um aumento aparente no diâmetro do corpo de prova. LOPES (2014) explica minuciosamente este fenômeno, o qual o autor denominou de “efeito coca cola”. A Figura 5.21, representa o fenômeno, podendo identificar o raio real do objeto ( $r$ ) e o raio aparente ( $r_{ap}$ ).

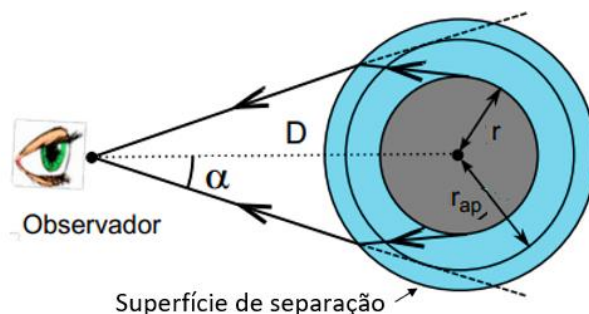


Figura 5.21. Efeito da refração num objeto imerso em água (LOPES, 2014)

LOPES (2014) demonstra que, se a espessura da superfície de separação for suficientemente pequena, e então desprezível, a proporção entre o raio aparente e o raio real será exatamente igual ao valor do índice de refração do meio 2 relativo ao meio 1 ( $n_2/n_1$ ). No caso apresentado por LOPES (2014) o meio 1 é o ar e o meio 2 água, e considerando desprezível a espessura do vidro que separa os dois meios, o raio aparente seria  $1,3321/1,0003$  (índice de refração da água/índice de refração do ar) vezes maior que o raio real.

Nesta pesquisa, optou-se por realizar as correções de refração não considerando desprezível a espessura da câmara de acrílico (9,65mm). Conhecendo os valores dos índices de refração da água, ar e acrílico, os valores de diâmetros interno e externo da câmara de acrílico e a distância da câmara fotográfica até a superfície externa da câmara de acrílico, pode-se relacionar a dimensão da imagem virtual (gerada pela refração) com a dimensão da imagem real do corpo de prova.

Foi adotada uma pequena modificação em relação ao modelo apresentado na Figura 5.21. Segundo EMBACHER (2014) mesmo quando a superfície de separação entre os dois meios é curvilínea (câmara de acrílico) a superfície verdadeira de refração é retilínea. Isso está ilustrado na Figura 5.22: a refração na interface cilíndrica acontece não no ponto real de contato com a superfície, mas no plano tangente ao vértice (V) da superfície cilíndrica, perpendicular ao eixo óptico. E a direção normal (N) à superfície neste ponto é definida pela linha formada entre o ponto de contato (P) entre esta superfície, o raio de luz incidente e o centro de curvatura da superfície (C).

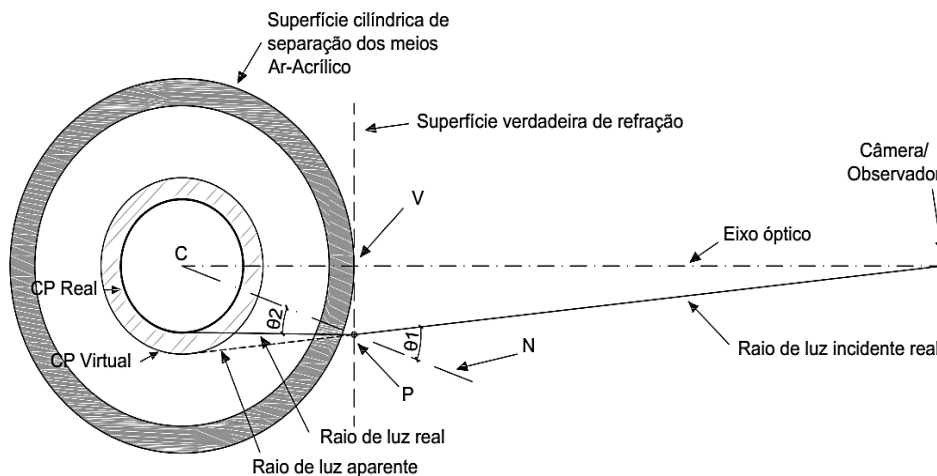


Figura 5.22. Refração em superfície cilíndrica

A Figura 5.22 ilustra apenas a mudança de direção do raio de luz sofrida ao mudar do meio ar para o meio acrílico. Deve ser considerada também, a mudança que ocorre na direção do raio de luz, ao passar do acrílico para água.

A partir do novo modelo apresentado na Figura 5.22 realizou-se dois procedimentos distintos para calcular qual seria a razão entre o raio virtual do CP ( $R_{\text{virtual}}$ ) e raio real do CP ( $R_{\text{real}}$ ): I) foram determinadas as equações matemáticas necessárias para determinar esta relação e variando os valores de  $R_{\text{virtual}}$  encontrava-se o  $R_{\text{real}}$ . Estes pares ordenados forneceram um gráfico de correlação; II) com o auxílio do software AutoCAD, o problema foi modelado em escala e, para várias posições de  $R_{\text{virtual}}$  desenhado, era determinada graficamente a posição do  $R_{\text{real}}$ . Novamente, obteve-se um gráfico com os pares ordenados ( $R_{\text{virtual}}$ ,  $R_{\text{real}}$ ), mas agora obtidos graficamente.

Os dados de entrada utilizados estão indicados na Tabela 5.2 e os dois procedimentos completos estão no ANEXO B.

Tabela 5.2. Dados utilizados para cálculos de refração

Dados de entrada	Valor utilizado
Raio externo do acrílico	66,88 mm
Raio interno do acrílico	57,23 mm
Distância entre o acrílico e o observador	970 mm
Índice de refração da água – $n_{\text{água}}$	1,3321
Índice de refração do ar – $n_{\text{ar}}$	1,0003
Índice de refração do acrílico – $n_{\text{acrílico}}$	1,4900

Para o procedimento matemático, gerou-se um gráfico com aproximadamente 25 pontos, com valores de raio real entre 19 e 27mm (Figura 5.23). Para o procedimento gráfico, gerou-se uma relação com 7 pontos, para valores de raio real variando entre 20mm e 35mm (Figura 5.24). Acredita-se que a pequena diferença entre os dois procedimentos se deve ao fato que, para a determinação das equações, foi necessário realizar aproximações relacionadas a pequenos ângulos.

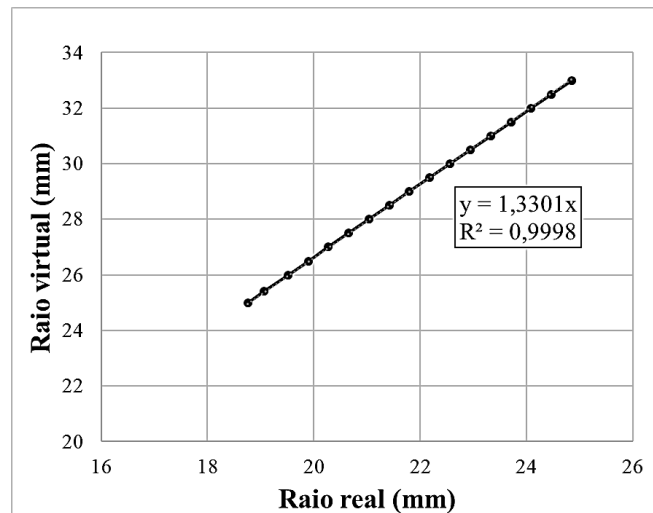


Figura 5.23. Relação entre o raio virtual e o raio real do corpo de prova pelo obtida por meio de dedução de equações matemáticas de refração e relações trigonométricas

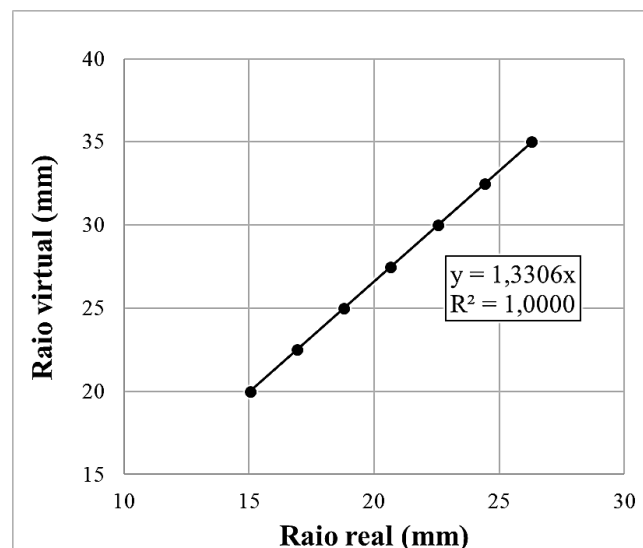


Figura 5.24. Relação entre o raio virtual e o raio real do corpo de prova pelo método gráfico.

Além disto, também foi realizada a correção da refração no plano vertical do ensaio, pois um leve aumento na magnitude da altura do corpo de prova ocorria. Considerou-se que o plano vertical de interesse seria o que interceptava o centro do CP, paralelo ao plano de formação da imagem na câmera fotográfica. O procedimento de cálculo, dessa vez realizado apenas matematicamente, está apresentado também no

ANEXO B. Foi gerado um gráfico, apresentado na Figura 5.25, que relaciona a altura virtual ( $H_{\text{virtual}}$ ) com a altura real ( $H_{\text{real}}$ ). A faixa de altura real foi de 5 cm a 16cm.

Para os dois cálculos, tanto no plano horizontal quanto no vertical, os valores dos coeficientes de ajuste linear foram altos. Isso se justifica pelo fato de que o eixo da câmera fotográfica (ponto do observador) foi posicionado a uma distância do plano de formação das imagens virtuais (dentro da câmara de acrílico) de 97cm, valor suficientemente elevado considerando as dimensões do CP. Assim, os ângulos de incidência dos raios na superfície de separação dos meios variavam pouco, e as distorções tornaram-se quase proporcionais à dimensão real, dentro da faixa de dimensões consideradas.

Além disto, o valor da razão entre o raio virtual e o raio real para os dois procedimentos ficou muito próximo ao valor do índice de refração da água, 1,3321. Isto se deve ao fato de que, considerando a distância do observador (97cm), a espessura do acrílico corresponde a apenas 1% (0,96cm), que então poderia ser considerada desprezível.

Nos cálculos desta pesquisa foi utilizada, então, a razão entre o raio virtual e o raio real de 1,3306 e a razão entre a altura virtual e a altura real de 1,0118.

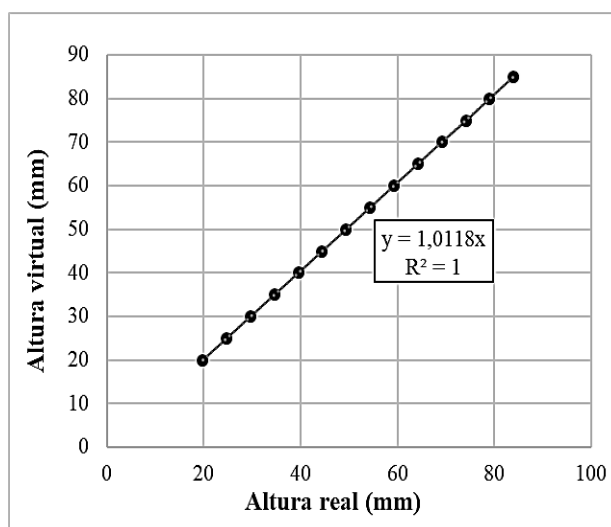


Figura 5.25. Relação entre a altura virtual e a altura real do corpo de prova.

#### 5.4.4. Cálculo da área transversal real no neck

Após a montagem do CP na célula triaxial, enchimento da mesma com água e o posicionamento na prensa, realizava-se a primeira fotografia (antes da fase de percolação), com o objetivo de definir os valores iniciais de diâmetro e altura do corpo



de prova na imagem. A próxima fotografia retratava a fase final do adensamento. Na fase de cisalhamento, as fotografias foram feitas a cada 0,5% de deformação axial no cisalhamento.

Neste ponto é importante definir três nomenclaturas utilizadas:

- *Diâmetro real ( $D_{real}$ ) altura real ( $H_{real}$ ):* são as dimensões exatas do CP, que no início do ensaio são obtidas pelo paquímetro. Com o decorrer das etapas de ensaio estes valores se alteram. Não é possível medir diretamente o  $D_{real}$ , mas o  $H_{real}$  pode ser medido diretamente através dos deslocamentos verticais do pistão (extensômetro).

- *Diâmetro virtual ( $D_{virtual}$ ) altura virtual ( $H_{virtual}$ ):* são as dimensões do CP distorcidas (ampliadas) pelo fenômeno de refração óptica, devido ao acrílico da célula triaxial e à água de preenchimento. O  $D_{real}$  pode ser determinado a partir do  $D_{virtual}$  (bem como  $H_{real}$  pelo  $H_{virtual}$ ) utilizando correções matemáticas para a refração.

- *Diâmetro da foto ( $D_{foto}$ ) altura da foto ( $H_{foto}$ ):* são as dimensões do CP medidas diretamente na fotografia. Elas dependem do zoom e escalas aplicados no AutoCAD. Eles permitem obter os valores de  $D_{virtual}$  e  $H_{virtual}$ , pois são estes os registrados na foto (e vistos pelo olho humano).

Os valores de  $D_{real}$  e  $H_{real}$  no início do ensaio estão disponíveis e, a partir dos cálculos de refração pode-se determinar os valores de  $D_{virtual}$  e  $H_{virtual}$  para o instante ‘zero’. Com esses valores pode-se, então, criar uma ‘escala’ para a fotografia. Os valores de  $D_{foto}$  e  $H_{foto}$  da fotografia no início do ensaio correspondem aos valores de  $D_{virtual}$  e  $H_{virtual}$  do mesmo instante. As dimensões das próximas etapas eram determinadas pela seguinte sequência:

$D_{foto} \rightarrow$  aplica a escala da fotografia  $\rightarrow D_{virtual} \rightarrow$  aplica as correções de refração  $\rightarrow D_{real}$ .

$H_{foto} \rightarrow$  aplica a escala da fotografia  $\rightarrow H_{virtual} \rightarrow$  aplica as correções de refração  $\rightarrow H_{real}$ .

Os valores de  $H_{foto}$ , para os diversos estágios, foram determinados apenas para conferência com os valores fornecidos pelo extensômetro vertical do equipamento. O

valor de  $D_{real}$ . de maior interesse era o da região em que estavam ocorrendo as deformações localizadas (formando o *neck*), isto é, o diâmetro da área transversal real ( $A_{real}$ ) da região onde realmente se concentrava o cisalhamento e que deve ser utilizada para o cálculo da tensão axial.

Como visto no capítulo 3, a posição do *necking* pode ser variável, podendo ocorrer na região central ou deslocada para o topo do CP. Devido a isto, era importante fazer as medições de  $D_{real}$  sempre na mesma posição relativa, independente do estágio do ensaio.

Para determinar a posição relativa do  $D_{real}$  ao longo do ensaio, optou-se por definir a relação entre sua posição com a base do CP a partir da última fotografia. Assim, definiu-se o fator de proporcionalidade ' $a$ ', indicado na Figura 5.26a), para o instante final da fase de cisalhamento. Este fator foi aplicado para localizar a altura do centro do *neck* ( $h_i$ ) nas fotografias dos estágios intermediários da fase de cisalhamento em cada ensaio, como indicado na Figura 5.26b). Os valores de  $H_{f,foto}$  e  $H_{i,foto}$  eram a altura do CP no fim do cisalhamento e num estágio intermediário ' $i$ ', respectivamente. Ambos eram medidos na fotografia.

Dessa forma, foi possível obter o valor da área transversal do CP no *neck*, no decorrer do ensaio, onde efetivamente estava ocorrendo o cisalhamento e, com os valores de força fornecidos pelo equipamento, calculou-se o valor da tensão vertical corretamente, através da razão entre força e área real.

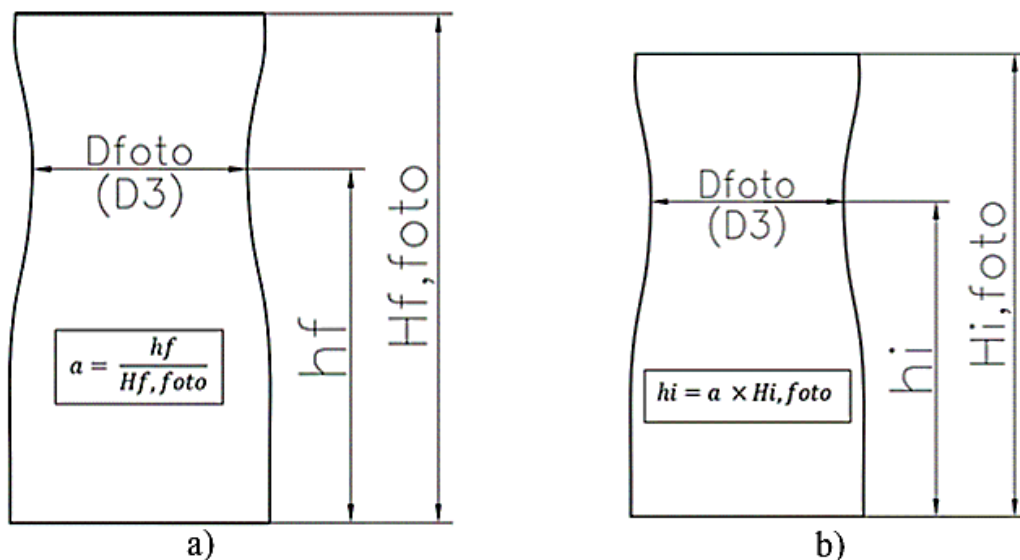


Figura 5.26. Determinação da posição relativa da área real cisalhada a) no final do ensaio b) em estágios intermediários

#### **5.4.5. Cálculo da deformação axial próximo ao neck**

Com o intuito de verificar se as deformações axiais também eram localizadas ou se ocorriam de forma uniforme na altura do CP, foram marcados na membrana, com tinta preta, aproximadamente dez pontos espaçados de 1,0 cm, ao longo de uma linha vertical.

Verificou-se que as deformações axiais se mantinham uniformes até aproximadamente 5% a 7% de deformação axial global do CP. Após este estágio observou-se a ocorrência de deformações axiais localizadas próximas à região do *necking*, enquanto que, nas demais partes do CP, as deformações cessaram.

Assim, tanto as deformações axiais quanto as radiais, após um determinado nível de deformação axial global (que foi diferente para cada CP), se mostraram localizadas apenas numa região próxima ao *neck*. As demais regiões, nas extremidades do CP, comportaram-se como ‘zonas mortas’.

A Figura 5.27a) apresenta o CP no início do cisalhamento (0% de deformação axial) e a medida das distâncias entre as marcações em preto na membrana (pequenas diferenças podem estar ligadas a erros de medidas ou a deformações não uniformes na etapa de adensamento). A Figura 5.27b) apresenta o estágio final do ensaio (15% de deformação axial), mostrando claramente a diferença das distâncias entre as marcações da membrana.

Este comportamento irá influenciar no cálculo da parcela da tensão desviadora referente à membrana pois, como explicado no item 5.2.4, a força de tração gerada pela membrana irá depender de sua deformação axial ( $\epsilon_a$ ) e, a partir de um certo nível de deformação axial global do CP, a deformação axial da membrana deve ser considerada a deformação axial local, referente à região de ocorrência do *necking*.

Calcular com precisão a deformação axial da membrana na região do *necking* não é simples, por isso foi feito um cálculo aproximado, que será explicado a seguir.

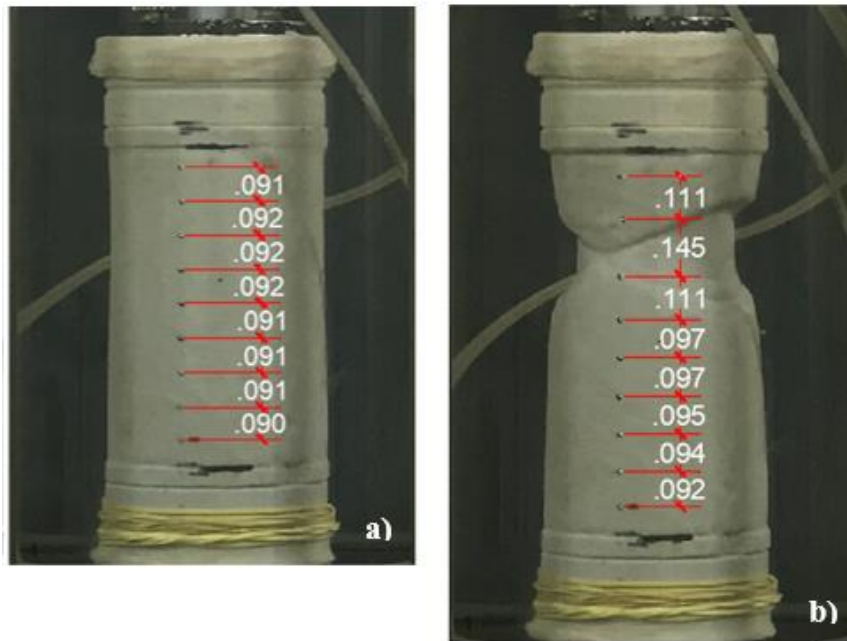


Figura 5.27. Medidas entre as marcas na membrana no ED400 a)  $\epsilon_a = 0\%$  b)  $\epsilon_a = 15\%$

A partir da Figura 5.27b), apresentada anteriormente, pode-se observar que a membrana, ao final do ensaio, obtém uma deformação não mais uniforme, o que dificulta determinar a parcela de força gerada por ela e também dificulta limitar precisamente a região de formação do *necking*.

Como realizou-se uma análise local com o auxílio da fotografia, a região de interesse seria a imediatamente ao redor do eixo do *neck*, utilizado para medir o menor diâmetro do CP e assim calcular a área transversal real (como explicado anteriormente). A Figura 5.28a) mostra, no final do ensaio ED200, o eixo do *neck* onde foi medido o diâmetro real (linha vermelha tracejada) e a pequena região de interesse (sombreada).

Visto a dificuldade de determinar esta pequena região ao redor do menor valor de diâmetro do CP, optou-se por definir uma região um pouco maior, que englobasse toda a região de formação do *necking*, inclusive as regiões em que a membrana não se apresentava na vertical devido à formação de planos de cisalhamento marcantes. Optou-se por utilizar as próprias marcas da membrana como referência: a partir da última fotografia, definiu-se quais seriam as marcas que melhor limitassem esta região e, para estágios anteriores, sabendo quais eram as marcas escolhidas, pode-se definir a mesma região.

A Figura 5.28b) mostra a definição desta nova região de análise, que foi utilizada nesta pesquisa para estimar a deformação axial local, tanto da membrana quanto do CP,

e também para estimar a variação de volume localizada, que será explicada posteriormente.

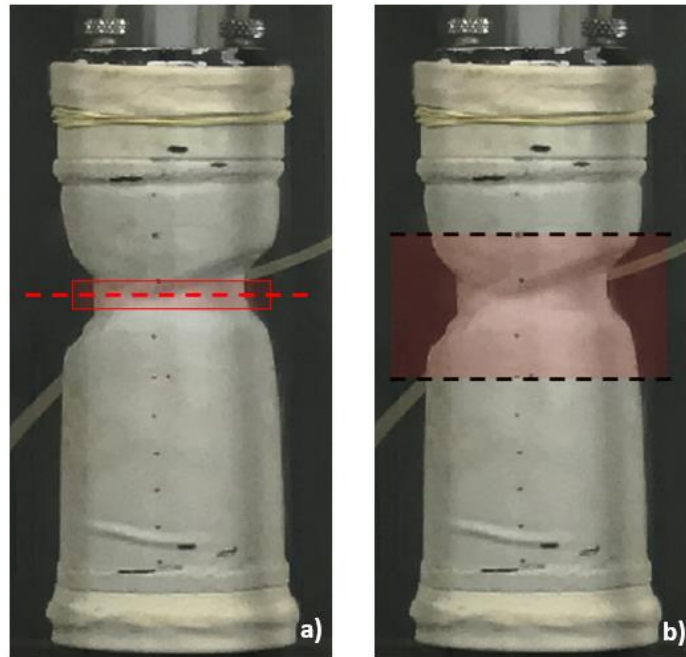


Figura 5.28. Ensaio ED200 com 15% de deformação axial a) Região de análise real b) Região de análise adotada

A partir disto, pode-se determinar a altura apenas da região *necking* na última fotografia ( $H_{nec,foto}$ ), que será a distância entre as duas marcas de referência na membrana. Para cada estágio de deformação, pode-se determinar a altura entre as marcas ( $h_{i,nec,foto}$ ), inclusive a altura entre as marcas para 0% de deformação axial ( $h_{0,nec,foto}$ ). Aplicando as correções de escala da foto e de refração, pode-se calcular a deformação axial real da membrana na região do *necking* ( $\epsilon_{nec}$ ) pela Equação 5.17.

$$\epsilon_{nec} = 1 - \frac{h_{i,nec,real}}{h_{0,nec,real}} \quad \text{[Equação 5.17]}$$

Com esse valor de  $\epsilon_{nec}$ , calculou-se a força de tração da membrana ( $F_m$ ) de acordo com a equação 5.9 e a parcela de tensão desviadora na membrana de acordo com a Equação 5.18, na qual, utilizou-se a área transversal real do CP.

$$\sigma_{memb} = \frac{F_m}{A_{real}} \quad \text{[Equação 5.18]}$$

Sabe-se que a deformação axial da membrana calculada é uma aproximação, pois a deformação real da membrana é mais complexa. A Figura 5.29a), apresenta um modelo de deformada da membrana ao final do ensaio ED200 que será utilizado como exemplo. Neste ensaio, as deformações axiais se mantiveram uniformes até aproximadamente 5%

de deformação axial global. A partir daí, as fotografias comprovam que as deformações axiais nas ‘zonas mortas’ se mantiveram constantes. Isto implica que, nas ‘zonas mortas’, a membrana estaria com uma força de tração correspondente à 5% de deformação ( $F_{m,5}$ ).

A partir deste ponto, os deslocamentos medidos no prato da prensa ficaram concentrados próximos da região do *necking*, sendo que uma parcela maior ficou concentrada naquela pequena região difícil de determinar, representada na Figura 5.28a). Pelas fotos, pôde-se verificar que essa deformação da membrana pode chegar a 50% ( $F_{m,50}$ ).

Na região de transição entre a zona morta e a pequena região de influência do *necking*, que apresenta uma forma curva, ocorre uma queda desta força de tração da membrana. Acredita-se que nesta região, ocorra um atrito entre solo e membrana, e isto gere uma força de cisalhamento na membrana, atendendo o equilíbrio de forças. Por isto, na região de transição, a superfície de contato CP/membrana deixa de ser um plano principal.

Na Figura 5.29b) tem-se um gráfico de força de tração ao longo da membrana que segue a forma do gráfico da deformada. Na região de transição, acredita-se que a força da membrana apresenta o comportamento próximo ao indicado.

Visto a dificuldade de determinar com precisão a deformação axial da região ao redor do eixo do *neck*, optou-se por escolher, com o auxílio das marcas na membrana, uma região que englobasse essa área de transição, como explicado anteriormente. O valor da deformação axial desta região é uma média, porém está mais próximo do valor real do que se fossem utilizados os valores de deformação axial global determinados através das medições de deslocamento do pistão.

Ressalta-se que, em todos os cálculos desta pesquisa, considerou-se não haver deslizamento entre a membrana e o solo, logo toda deformação axial observada na membrana representa também a deformação do solo, tanto na análise global quanto a local. Ressalta-se também que, devido ao nível de tensões envolvido nos ensaios realizados nesta pesquisa, a parcela de tensão desviadora correspondente à membrana será no máximo 10% da tensão desviado para o ensaio ED100, caindo para 2% no ensaio ED500 como será apresentado nos resultados. Por isto adotou-se a aproximação citada na determinação da deformação axial da membrana na região do *necking*. Em ensaios com nível de tensões mais baixas, seria necessário determinar a deformação axial real da

membrana com melhor acurácia. Entretanto, tendo em vista as grandes alturas de muitas barragens de rejeitos, as tensões envolvidas nestas obras tendem a ser elevadas.

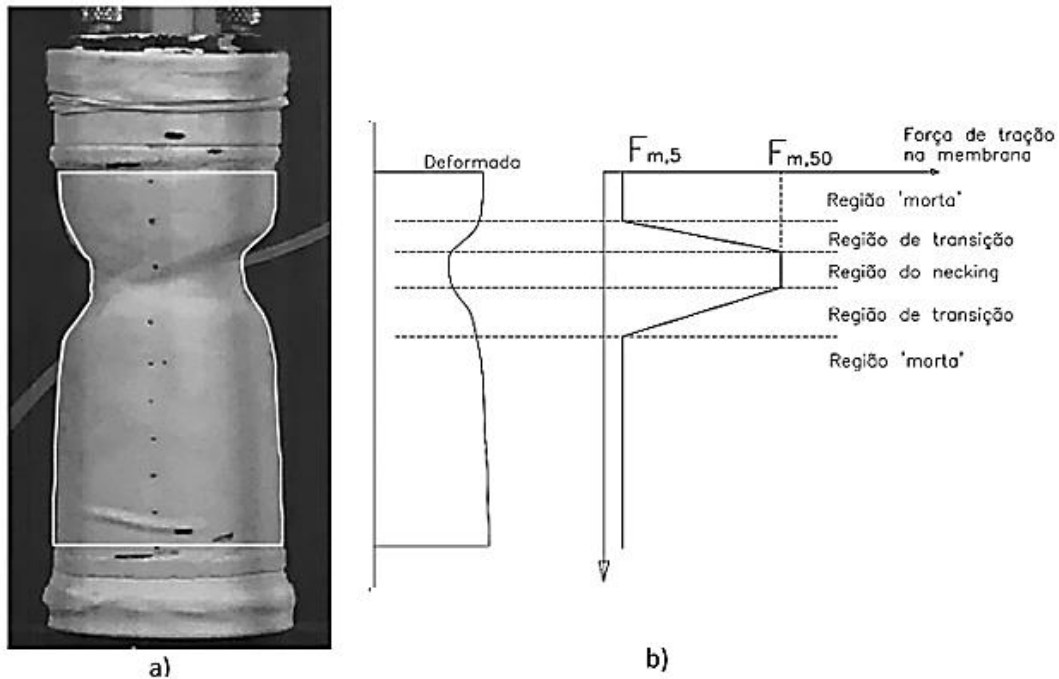


Figura 5.29. Análise da deformação da membrana ao final do ensaio - ED200

#### 5.4.6. Cálculo da tensão desviadora

Na abordagem convencional utilizou-se a área corrigida ( $A_{cor}$ ) a partir de fórmulas teóricas, e agora utiliza-se a área transversal real na região do *neck* ( $A_{real}$ ).

$$\sigma_d = \frac{N - \sigma_c \times A_{ef}}{A_{real}} - \sigma_{memb} - \sigma_{a,c} \quad [\text{Equação 5.18}]$$

A parcela  $\sigma_{a,c}$ , devido ao atrito cinemático, foi explicada no item 5.2.4 e a parcela  $\sigma_{memb}$ , devido à membrana, foi explicada no item anterior.

#### 5.4.7. Estimativa do índice de vazios local

Como explicado no item anterior, os CP apresentaram deformações axiais e radiais uniformes até um certo nível de deformação axial que variou entre 5% e 7% ( $\epsilon_{un}$ ). Após este momento, as deformações radiais e axiais se tornaram localizadas e o resto do CP passou a se comportar como 'zonas mortas'. Por isso, considerou-se que o volume de água que entrava ou saía do CP, após o nível de deformação uniforme, refletia a variação de volume da região próxima ao *neck*.

Como já explicado no item anterior, definir os limites desta região de deformação do *necking* não é trivial e, por isso, optou-se por delimitar a região de forma aproximada fazendo o uso das próprias marcas na membrana.

Assim, serão utilizadas as mesmas regiões definidas para o cálculo da tensão na membrana de látex, para estimar o índice de vazios final na região do *necking* que é a região onde efetivamente ocorreu o cisalhamento nos estágios finais de cada ensaio.

Com os dados de variação do volume de água fornecidos pelo equipamento, podemos identificar o volume exato de água que movimentou até o valor de  $\epsilon_{un}$ , denominado de  $\Delta V_{un}$ . Com este valor pode-se calcular o índice de vazios global do CP até este instante ( $e_{un}$ ), considerando que a variação é uniforme ao longo do CP.

$$V_{un} = V_a - \Delta V_{un} \quad [\text{Equação 5.19}]$$

$$e_{un} = \frac{G_s \cdot \gamma_w \cdot V_{un}}{P_s} - 1 \quad [\text{Equação 5.20}]$$

Neste caso, os valores de volume após o adensamento ( $V_a$ ) e peso seco total ( $P_s$ ) são os mesmos que os utilizados nos cálculos convencionais.

Sabendo a distância entre as marcas de referência no início do cisalhamento (0% de deformação axial -  $h_{0,nec,real}$ ) e a altura total do CP ao final do adensamento ( $H_{CP,a}$ ), determinou-se o volume apenas do *necking*, até o instante que as deformações eram uniformes ( $V_{neck,un}$ ) e também o peso seco de material naquela região ( $P_{neck,un}$ ). Para o cálculo, considerou-se uma distribuição uniforme e homogênea de grãos e índice de vazios ao longo da altura.

$$V_{neck,un} = \frac{h_{0,nec,foto}}{H_{CP,aden}} \cdot V_{un} \quad [\text{Equação 5.19}]$$

$$P_{s,neck,un} = \frac{h_{0,nec,foto}}{H_{CP,aden}} \cdot P_s \quad [\text{Equação 5.20}]$$

A partir disto, foi considerado que qualquer volume de água que entrou ou saiu do CP foi proveniente da região do *necking*, onde as deformações axiais e radiais se concentraram e o fenômeno de cisalhamento efetivamente ocorreu.

Assim, o volume final da região do *necking* ( $V_{neck,f}$ ) era o volume do *necking* até o instante de  $\epsilon_{un}$  ( $V_{neck,un}$ ) menos o volume de água que saiu até o final do ensaio ( $\Delta V_{neck}$ ).

$$V_{neck,f} = V_{neck,un} - \Delta V_{neck} \quad [\text{Equação 5.21}]$$



O índice de vazios final do *necking* ( $e_{nec}$ ) será:

$$e_{nec} = \frac{G_s \cdot \gamma_w \cdot V_{neck,f}}{P_{s,neck,un}} - 1 \quad [\text{Equação 5.22}]$$

Para o cálculo do índice de vazios local, considerou-se que não houve variação da massa seca de solo no interior da região do *necking*, logo qualquer variação no índice de vazios seria exclusivamente pela variação de volume da região.

## 5.5. Ensaios triaxiais de compressão

Foram realizados três ensaios triaxiais de compressão drenados no laboratório da Poli/UFRJ, a fim de comparar o comportamento e o resultado com os de compressão realizados por TELLES (2017) e posteriormente, comparar com os ensaios de extensão.

A moldagem dos corpos de prova e as etapas de saturação e adensamento foram realizadas da mesma maneira que os ensaios de extensão e explicadas no item 5.2.3. TELLES (2017) alcançou o estado de regime permanente sem precisar recorrer a topo e base alargados e lubrificadas, logo os ensaios de compressão desta pesquisa também não utilizaram. Além disso, os gráficos de deformação volumétrica x deformação axial obtidos por TELLES (2017) em ensaios triaxiais drenados, apresentados no item 4.2.5, indicaram estabilização próximo à 10% de deformação axial, optou-se por realizar os ensaios de compressão até no mínimo, este nível de deformações.

A etapa de cisalhamento foi realizada com uma velocidade de deformação axial de 0,05%/min e as tensões de adensamento isotrópico foram de 50 kPa, 75 kPa e 100 kPa. Para o cálculo do índice de vazios e da tensão desviadora foram utilizadas as metodologias descritas no item 5.3, ou seja, os cálculos tradicionais que consideram deformações uniformes.

## 6. RESULTADOS E ANÁLISES

### 6.1. Ensaios de caracterização

#### 6.1.1. Análise granulométrica

Foram determinadas duas curvas granulométricas, com e sem o uso de defloculante na etapa de sedimentação, para verificar sua influência. Estas curvas estão apresentadas na Figura 6.1. A Tabela 6.1 apresenta um resumo da composição granulométrica para ambos ensaios.

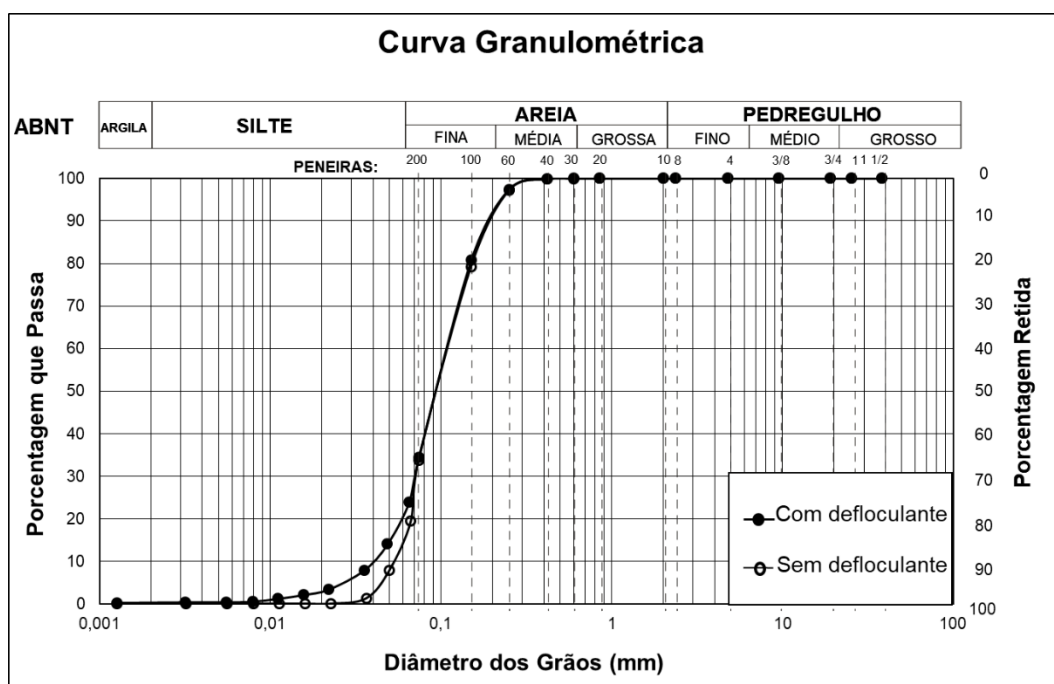


Figura 6.1. Curva granulométrica do material estudado

Tabela 6.1. Resumo da granulometria do rejeito desta pesquisa

Composição Granulométrica (%) - (Escala ABNT)						
Ensaio	Argila	Silte	Areia			Pedregulho
			Fina	Média	Grossa	
<b>Com Defloculante.</b>	0	21	69	10	0	0
<b>Sem Defloculante.</b>	0	15	75	10	0	0

Com base em ambos os resultados, a classificação do material segundo o SUCS é Areia Siltosa. Observa-se, entretanto, que, sem o uso de defloculante, o material apresenta 15% de silte, enquanto com defloculante 21%. Esse resultado indica que as partículas deste rejeito não se apresentam aglomeradas.

A partir da curva obtida pelo no ensaio com defloculante, determinaram-se os valores de  $D_{10}$  (0,04mm),  $D_{30}$  (0,07mm),  $D_{50}$  (0,095mm),  $D_{60}$  (0,11mm), que permitiram calcular o coeficiente de não uniformidade ( $CNU=2,75$ ) e o coeficiente de curvatura ( $CC=1,11$ ). Além disso, a parcela de material passante na peneira #200, definida como teor de finos (FC) é de 34 %.

Esses resultados foram um pouco diferentes dos obtidos por TELLES (2017), (Tabela 6.2) que em teoria, utilizou o mesmo material que o utilizado nesta pesquisa. Porém, como explicado no capítulo 4, este material foi preparado por FLÓREZ (2015) com uma metodologia determinada pela mesma. Essas diferenças podem ser justificadas devido ao grande volume de material misturado, que foi armazenado em diferentes embalagens.

### **6.1.2. Densidade relativa dos sólidos**

O valor da densidade relativa dos sólidos ( $G_s$ ) determinado para o rejeito foi de  $2,820 \pm 0,002$ . O valor está dentro da faixa determinada por FLÓREZ (2015). Devido à presença de ferro (cerca de 9,66%), o valor de  $G_s$  é um pouco superior aos valores comumente apresentados para solos de quartzo.

### **6.1.3. Índices de vazios máximo e mínimo**

O índice de vazios mínimo determinado foi de 0,55. Valor um pouco abaixo do encontrado por TELLES (2017), que foi de 0,59.

Os índices de vazios máximos determinados pelos Métodos A e B da norma ASTM-D4254 (ASTM, 2000b), foram respectivamente 0,86 e 0,85. Como já observado por TELLES (2017), SILVA (2018) e PÖLZL (2018), o valor do índice de vazios máximo obtido por norma é inferior ao índice de vazios determinado em campo, justificando a utilização de metodologias próprias para determinar o índice de vazios máximo. PÖLZL (2018) obteve o valor de 1,00.

#### 6.1.4. Imagens do microscópio

A Figura 6.2 apresenta duas fotografias das partículas do rejeito obtidas através de microscópio ótico. De acordo com o formato, pode-se classificar visualmente as partículas arenosas do rejeito de minério como sub angulares com esfericidade média.

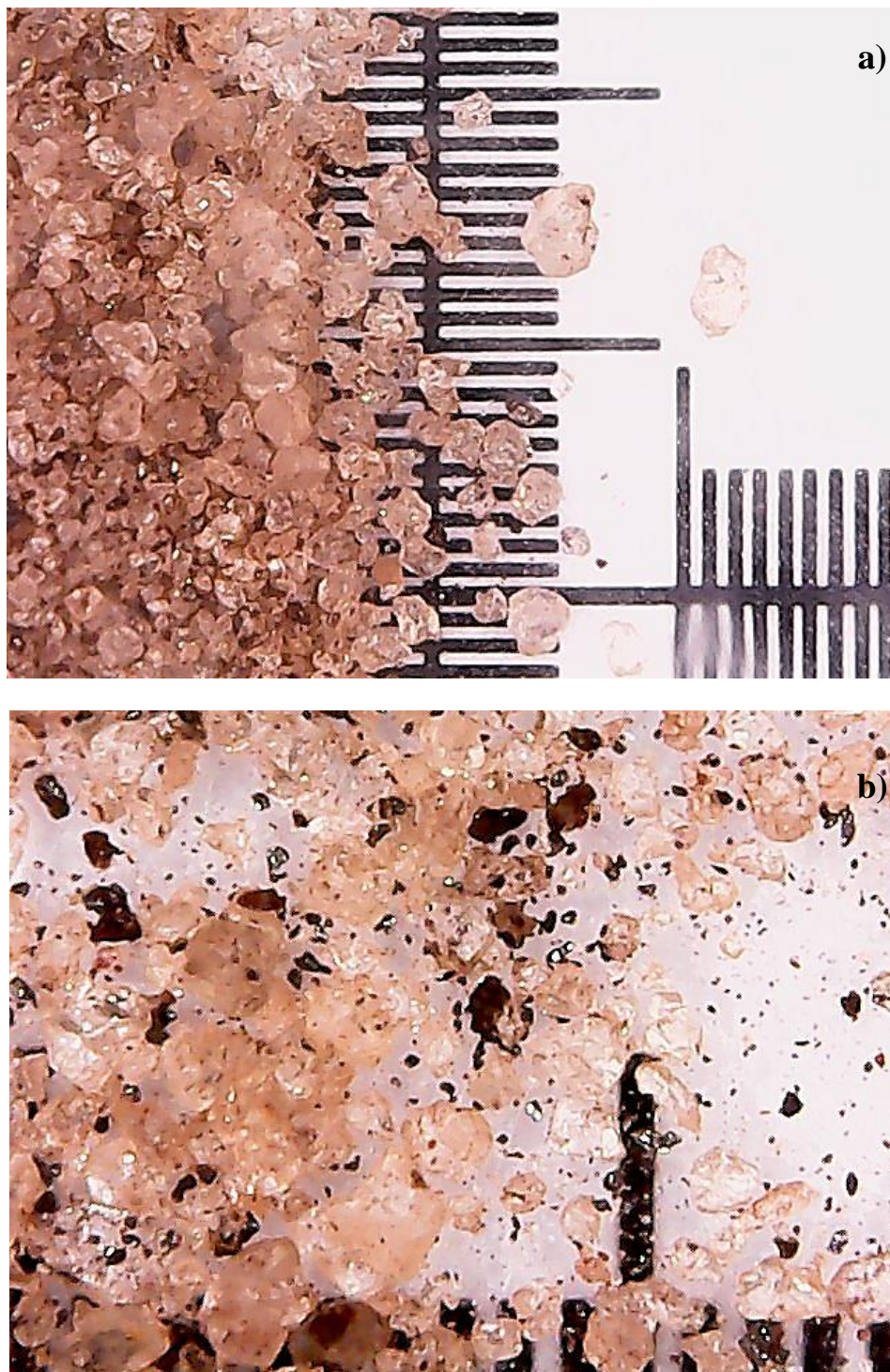


Figura 6.2. Imagens do rejeito de minério de ferro obtidas por microscópio: a) com aumento de 40x e b) com aumento de 92x

### 6.1.5. Resumo da caracterização física

A Tabela 6.2 traz um resumo da caracterização física do rejeito obtida neste trabalho em comparação com a caracterização obtida por TELLES (2017).

Tabela 6.2. Comparação dos resultados de caracterização TELLES (2017) com o presente trabalho

Rejeito Fundão	Areia (%)	Silte (%)	FC (%)	D50	CNU	CC	$G_s$	$e_{min}$	$e_{máx}$
TELLES (2017)	69	31	38	0,090	3,45	1,12	2,795	0,59	0,97
Este trabalho	79	21	34	0,095	2,75	1,11	2,820	0,55	1,00

## 6.2. Ensaio Triaxiais de compressão

Os índices de vazios de moldagem ( $e_m$ ), a densidade relativa ( $D_r$ ) considerando os índices de vazios máximo e mínimo de 0,55 e 1,00 respectivamente e o índice de vazios após o adensamento isotrópico ( $e_a$ ) para os ensaios triaxiais de compressão estão apresentados na Tabela 6.3 e a Figura 6.3 representa a ICL. O valor da inclinação  $\lambda_{ICL}$  encontrado foi de 0,041 e do parâmetro N foi de 0,998, no espaço  $e:\log p'$ .

Tabela 6.3. Índice de vazios de moldagem e após o adensamento isotrópico para os ensaios de compressão

Ensaio	$p'_o$	$e_m$	$D_r$	$e_a$
CD50	50 kPa	0,850	33,3%	0,839
CD75	75 kPa	0,847	34,0%	0,819
CD100	100 kPa	0,843	34,9%	0,811

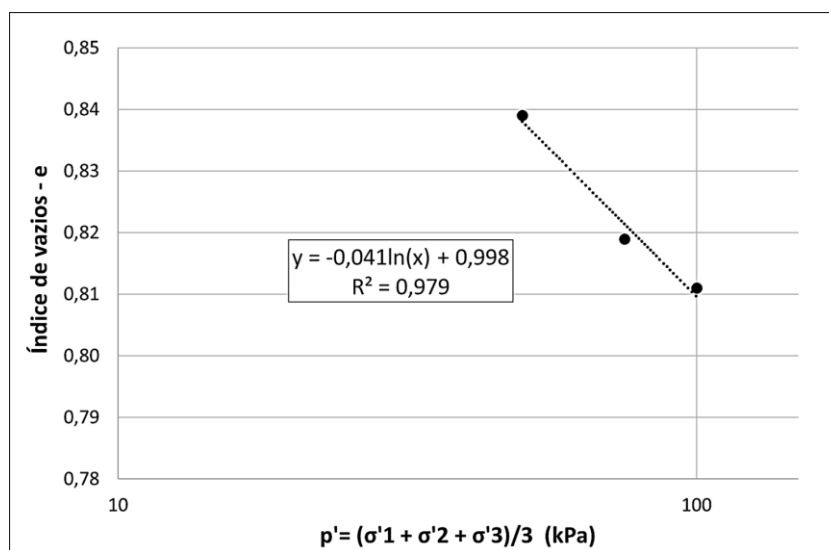


Figura 6.3. Linha de Adensamento Isotrópico (ICL) para os ensaios de compressão

Como os ensaios com tensões confinantes efetivas de 100 kPa e 150 kPa realizados por TELLES (2017) e apresentados no item 4.2.5, alcançaram a condição de volume constante próximo a 10% de deformação axial, optou-se por realizar os ensaios deste trabalho até deformações axiais entre 14% e 15%. Os gráficos de  $q:\varepsilon_a$  e  $\varepsilon_v:\varepsilon_a$  estão apresentados nas Figura 6.4 e Figura 6.5, respectivamente. Todos ensaios tiveram comportamento semelhante aos ensaios realizados por TELLES (2017), apresentando comportamento contrátil.

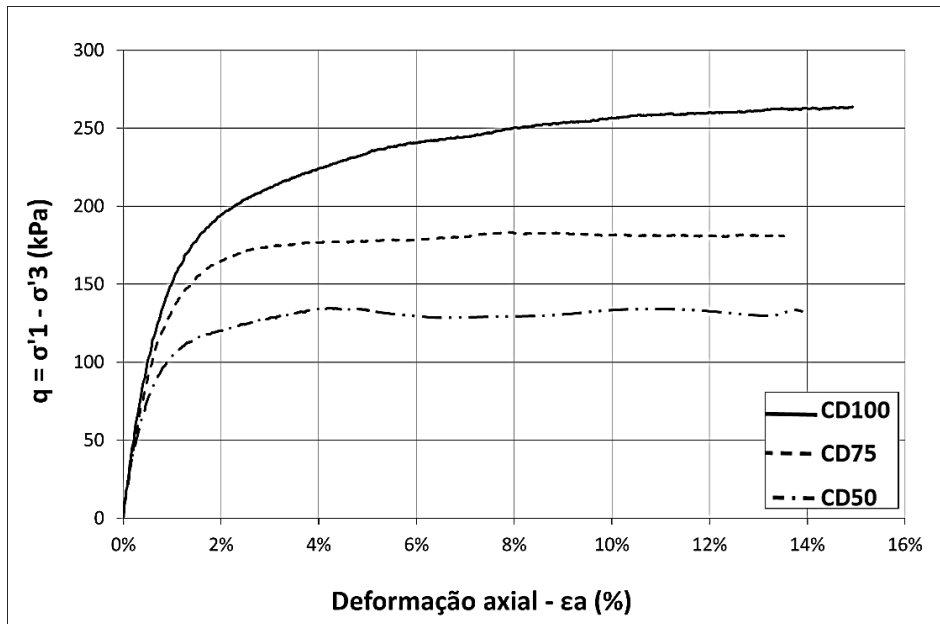


Figura 6.4. Gráfico  $q:\varepsilon_a$  para os ensaios triaxiais de compressão

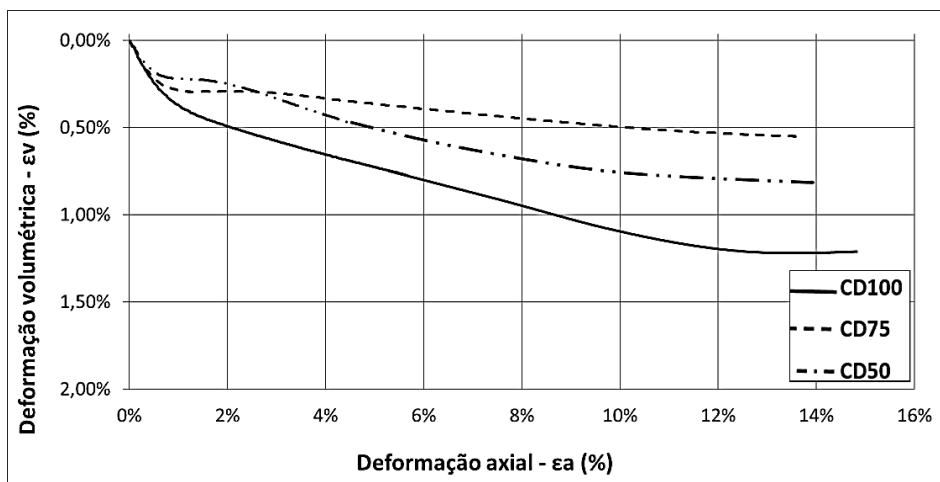


Figura 6.5. Gráfico  $\varepsilon_v:\varepsilon_a$  para os ensaios triaxiais de compressão

A Tabela 6.4 apresenta os valores de  $q_{ss}$ ,  $p'_{ss}$  e  $e_{ss}$  para cada ensaio, tomando-se os valores no final dos ensaios. O valor da inclinação da SSL ( $M_c$ ) no plano  $q:p'$  encontrado, como mostrado na Figura 6.6, foi de 1,388, correspondendo a um ângulo de atrito ( $\phi'_{ss}$ )

de  $34,3^\circ$ . No espaço  $e:\log p'$ , como mostrado na Figura 6.7, o valor da inclinação ( $\lambda_{SSL}$ ) encontrado foi de 0,047 e o valor do parâmetro  $\Gamma$  foi de 1,043. A Tabela 6.4 apresenta um resumo dos parâmetros do Estado de Regime Permanente obtidos a partir dos ensaios de compressão, em comparação com os obtidos por TELLES (2017). Estes resultados se aproximaram dos resultados obtidos por TELLES (2017) neste mesmo material, possibilitando a comparação com os resultados de extensão apresentados adiante.

Tabela 6.4. Valores de  $q_{ss}$ ,  $p'_{ss}$  e  $e_{ss}$  para cada ensaio de compressão

Ensaio	$q_{ss}$	$p'_{ss}$	$e_{ss}$
50	139,09	96,51	0,828
75	183,31	136,07	0,812
100	260,28	186,63	0,797

Tabela 6.5. Resumo dos parâmetros do estado de regime permanente obtidos pelos ensaios de compressão

Rejeito Fundão	$\lambda_{ICL}$	N	$\lambda_{SSL}$	$\Gamma$	Mc	$\varphi'_{ss}$
TELLES (2017)	0,041	0,974	0,048	1,017	1,36	$34,0^\circ$
Este trabalho	<b>0,041</b>	<b>0,998</b>	<b>0,047</b>	<b>1,043</b>	<b>1,38</b>	<b><math>34,3^\circ</math></b>

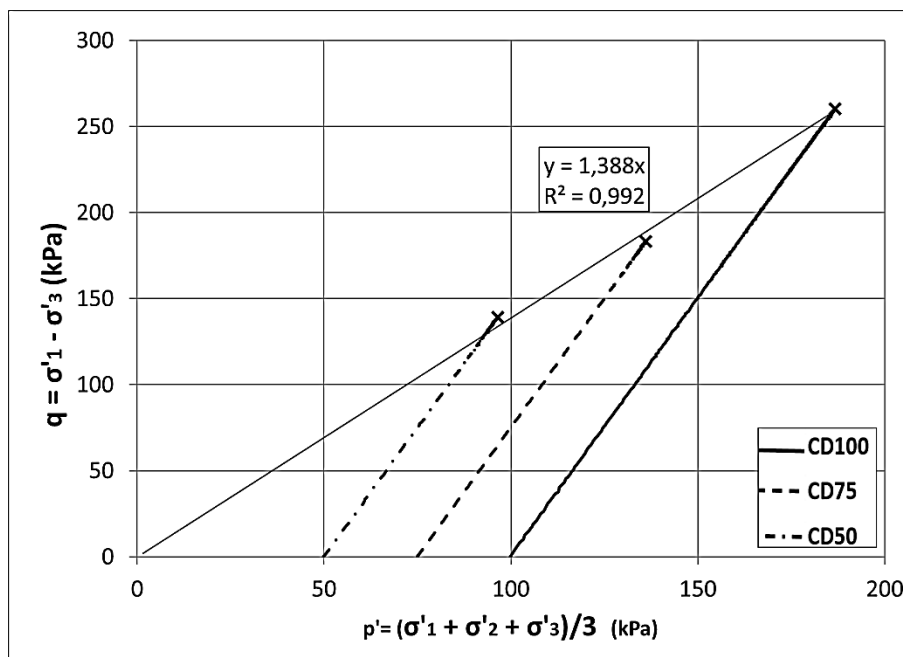


Figura 6.6. SSL no plano  $q:p$  para os ensaios triaxiais de compressão

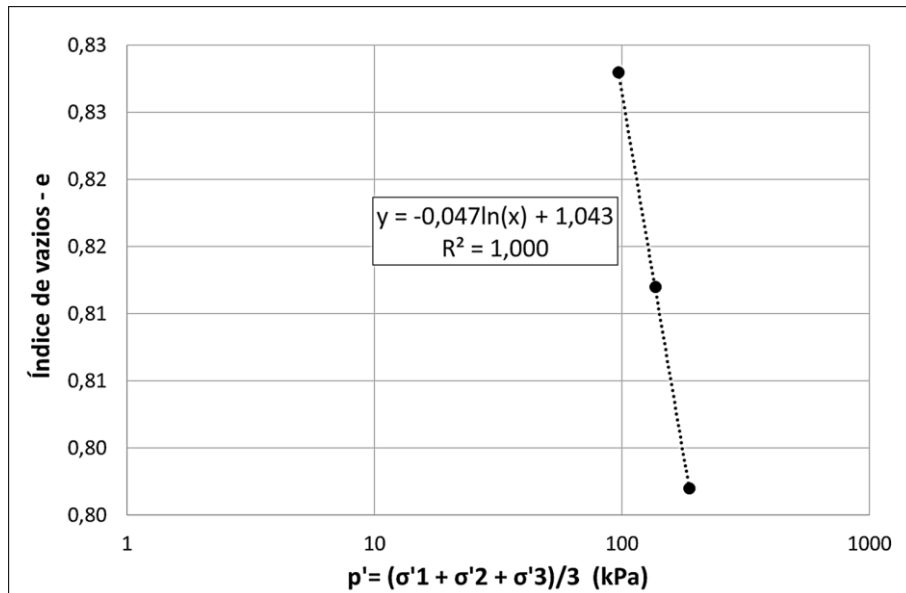


Figura 6.7. SSL no plano  $e:\log p'$  para os ensaios triaxiais de compressão

### 6.3. Ensaios de extensão baseados nos cálculos convencionais

Os índices de vazios de moldagem ( $e_m$ ), a densidade relativa ( $D_r$ ) considerando os índices de vazios máximo e mínimo de 0,55 e 1,00 respectivamente e o índice de vazios após o adensamento isotrópico ( $e_a$ ) para cada ensaio de extensão estão apresentados na Tabela 6.6.

Tabela 6.6. Índice de vazios de moldagem e após o adensamento isotrópico dos ensaios de extensão

Ensaio	$p'_o$	$e_m$	$D_r$	$e_a$
ED100	100 kPa	0,853	32,7%	0,826
ED200	200 kPa	0,842	35,1%	0,801
ED300	300 kPa	0,838	36%	0,796
ED400	400 kPa	0,834	36,8%	0,786
ED500	500 kPa	0,830	37,8%	0,776

Considerando todos os corpos de prova, o valor de  $\lambda_{ICL}$  no espaço  $e:\log p'$  encontrado foi de 0,031 e o valor de  $N$  foi de 0,967 (Figura 6.8). Utilizando apenas os resultados para os ensaios de 300 kPa, 400 kPa e 500 kPa, os quais obtiveram valores mais próximos de  $e_m$  (0,83) o valor de  $\lambda_{ICL}$  encontrado foi de 0,039 e  $N$  foi de 1,019 (Figura 6.9). Considera-se este último o mais correto, por ter sido determinado a partir de



um mesmo índice de vazios inicial e por ter inclinação semelhante à encontrada por TELLES (2017) e pelos ensaios de compressão.

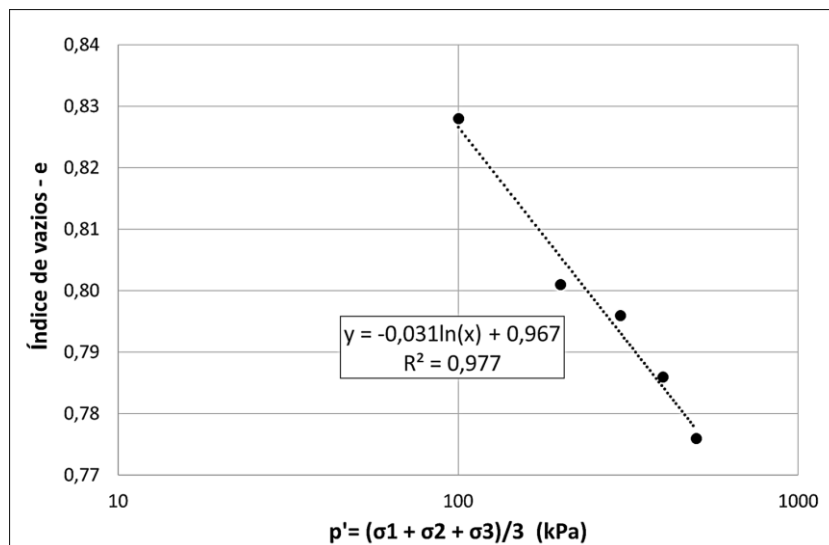


Figura 6.8. ICL para todos os ensaios de extensão

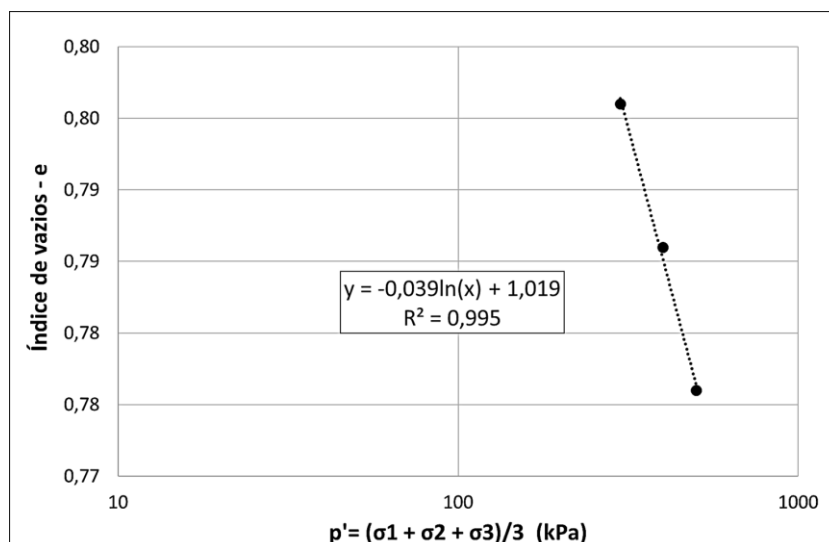


Figura 6.9. ICL para os ensaios de extensão com  $e_m$  semelhantes

Os gráficos de  $q:\varepsilon_a$  e  $\varepsilon_v:\varepsilon_a$  considerando o cálculo teórico da área transversal à direção da tensão vertical  $\sigma'_3$  estão apresentados nas Figura 6.10 e Figura 6.11. Nestes gráficos, o efeito do *necking* nas tensões desviadoras é desprezado. Foram ainda gerados os gráficos de tensão desviadora normalizada pela tensão normal efetiva  $q/\sigma'_1:\varepsilon_a$  (Figura 6.12) a fim de comparar os ensaios.

Nestas três figuras há uma contradição que chama a atenção: o índice de vazios torna-se constante no final dos ensaios (Figura 6.11) mas não há uma estabilização da tensão desviadora (Figura 6.10 e Figura 6.12), como era esperado. Acredita-se que a taxa

de redução observada no módulo da tensão desviadora se deve à formação do *necking*, que provoca uma redução da área transversal além da prevista pela teoria.

Também chamou atenção que as curvas  $q:\varepsilon_a$  são notavelmente suaves (*smooth*), até os pontos indicados pelas setas vermelhas, quando surgem perturbações. Percebeu-se que estes pontos coincidem com o aparecimento dos planos de ruptura próximos do centro do CP (Figura 6.13). E logo após, ocorre a concentração das deformações, surgindo os *neckings* (Figura 6.14).

Para os ensaios acima de 300 kPa o aparecimento do plano de ruptura foi tanto mais precoce quanto maior a tensão efetiva confinante. Para o ensaio de 100 kPa, não ocorreu aparecimento de plano de ruptura. No ensaio de 200 kPa, o plano de ruptura surgiu com apenas 6% de deformação axial. No gráfico  $q:\varepsilon_a$  isso não é visível devido às escalas utilizadas, porém no gráfico  $q/\sigma'_1:\varepsilon_a$  isso é exposto. Por esse mesmo gráfico percebe-se que este ensaio obteve comportamento diferente dos outros. Alguma desconformidade durante o ensaio pode ter ocorrido.

Todos os gráficos de deformação volumétrica (Figura 6.11) exibem contração inicial seguida de discreta expansão e, somente os CPs de 100 e 200kPa chegaram a atingir volume superior ao inicial. Há uma tendência de que as amostras submetidas a maiores tensões confinantes exibam mais contração. Em deformações axiais superiores a aproximadamente 10%, todas as curvas exibiram uma tendência de constância no volume, contrariando o comportamento das curvas tensão-deformação. Esse fato será discutido mais adiante, quando forem apresentadas as curvas com correção de área pelas fotos.

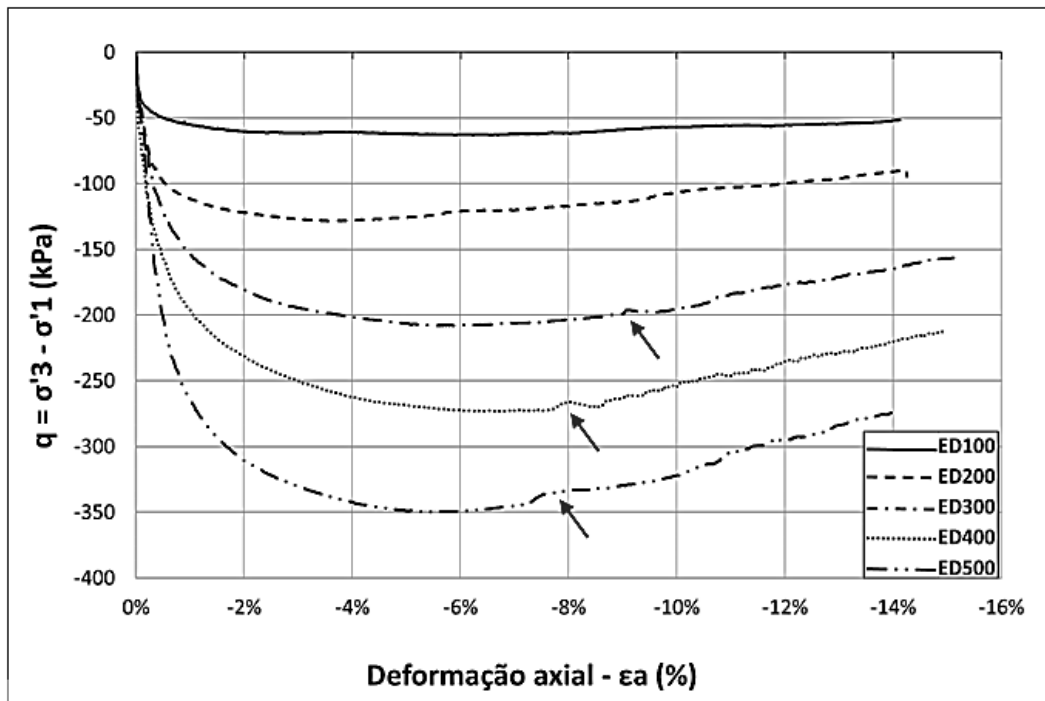


Figura 6.10. Gráfico  $q:\epsilon_a$  para os ensaios triaxiais de extensão

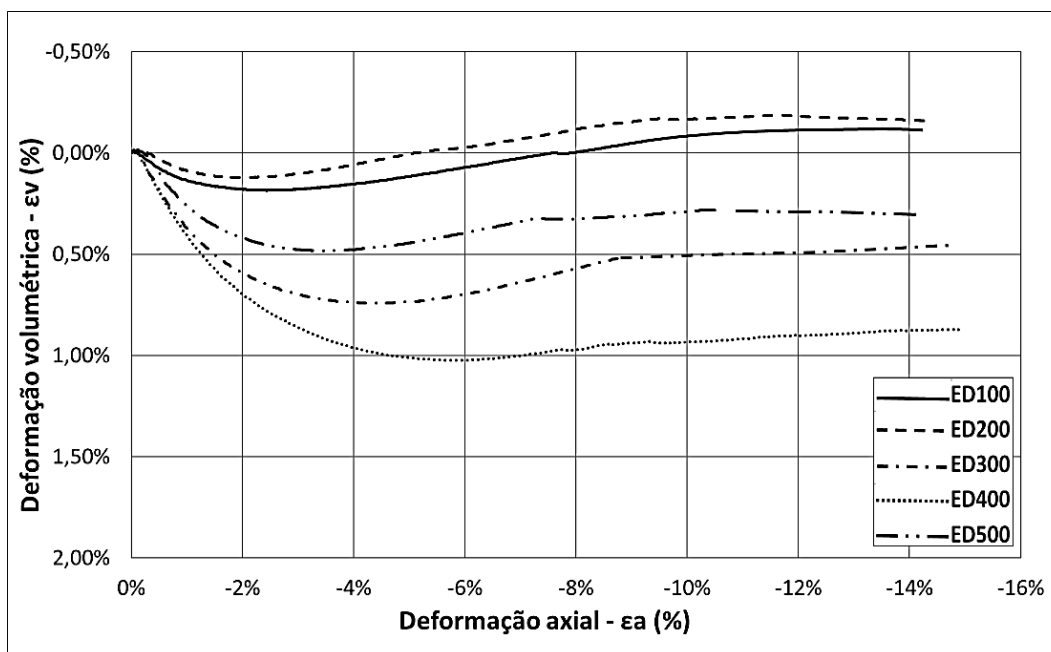


Figura 6.11. Gráfico  $\epsilon_v:\epsilon_a$  para os ensaios triaxiais de extensão

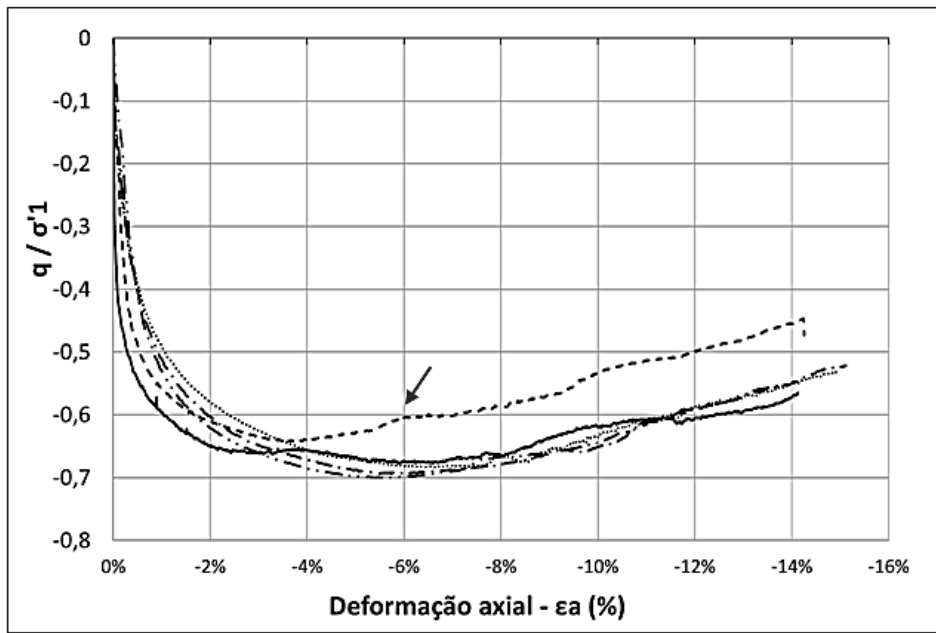


Figura 6.12. Gráfico  $q/\sigma'_1:\epsilon_a$  para os ensaios triaxiais de extensão

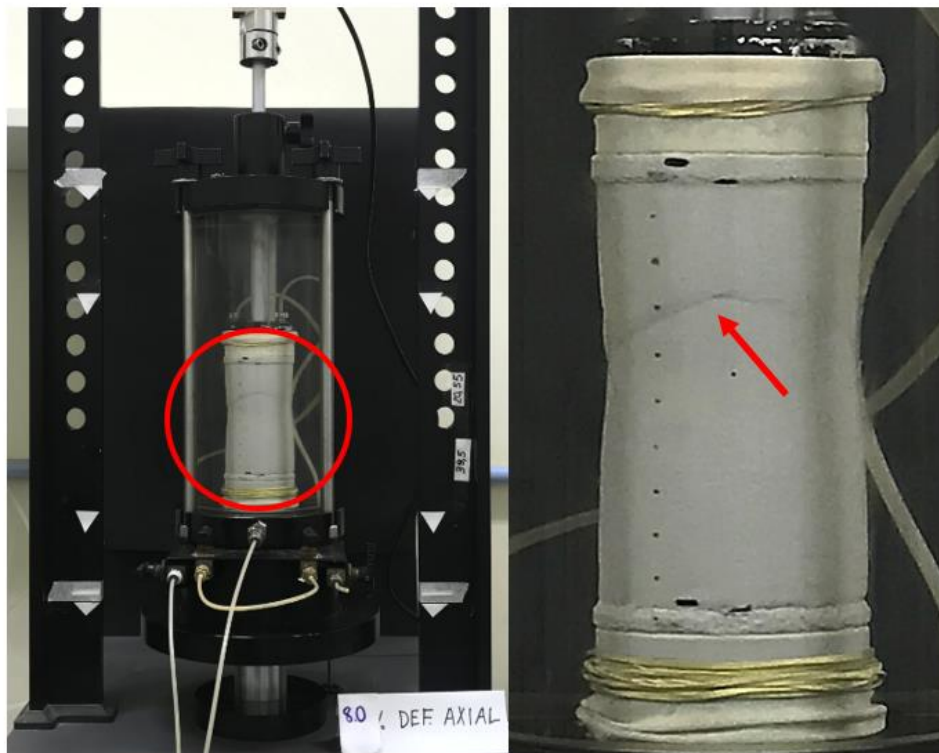


Figura 6.13. Aparecimento do plano de ruptura do ensaio ED500 com  $\epsilon_a = 8\%$  - resultado típico

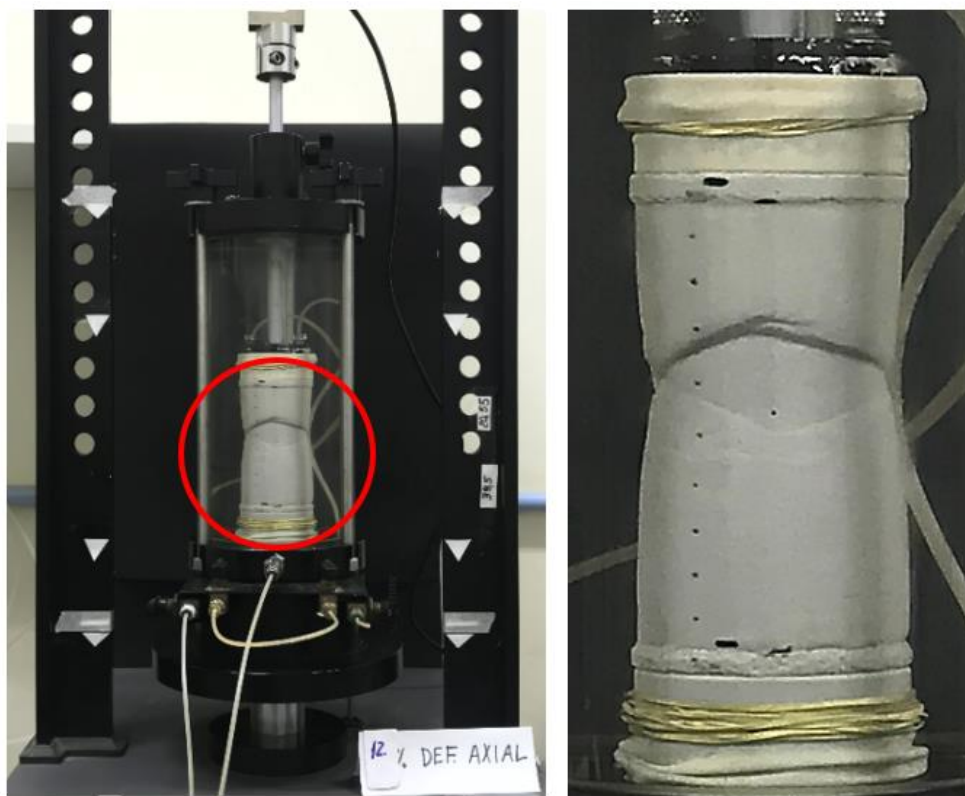


Figura 6.14. Deformações localizadas e surgimento do *necking* no ensaio ED500 com  $\epsilon_a = 12\%$ - resultado típico

A Tabela 6.7 apresenta valores de  $q_{ss}$ ,  $p'_{ss}$  e  $e_{ss}$  para cada ensaio, tomando-se os valores no instante anterior ao início das perturbações, que correspondem aos valores de maior módulo de  $q$ . Apesar das curvas tensão-deformação não terem apresentado estabilização, determinou-se a Linha do Regime de Estado Permanente (SSL), para o momento anterior ao início das deformações não uniformes, assim como adotado por AZEITEIRO *et al.* (2015).

Tabela 6.7. Valores de  $q_{ss}$ ,  $p'_{ss}$  e  $e_{ss}$  para cada ensaio de extensão considerando os cálculos teóricos

Ensaio	$q_{ss}$	$p'_{ss}$	$e_{ss}$
100	-63,67	78,76	0,831
200	-129,20	156,97	0,804
300	-207,51	230,85	0,783
400	-273,30	308,69	0,768
500	-350,72	383,06	0,770

No espaço  $e:\log p'$  o valor da inclinação da SSL,  $\lambda_{SSL}$ , encontrada foi de 0,042, como apresentado na Figura 6.15, e valor do parâmetro  $\Gamma$  encontrado foi de 1,013. No espaço  $q:p'$ , como mostrado na Figura 6.16, a inclinação da SSL,  $M_e = -0,895$ , corresponde a um ângulo de atrito ( $\phi'_{ss}$ ) de 31,7°.

Apesar de não ter sido feita a correção da área real no *neck*, o coeficiente de correlação obtido na Figura 6.16, foi muito elevado, demonstrando que o efeito do *necking* foi similar em todos os ensaios. Isto pode indicar que o processo de moldagem empregado foi sistemático e cuidadoso, tendo em vista que, quanto mais heterogêneos os corpos de prova, maior seria a variabilidade dos resultados devido às deformações localizadas ou *necking* (YAMAMURO e LADE, 1995).

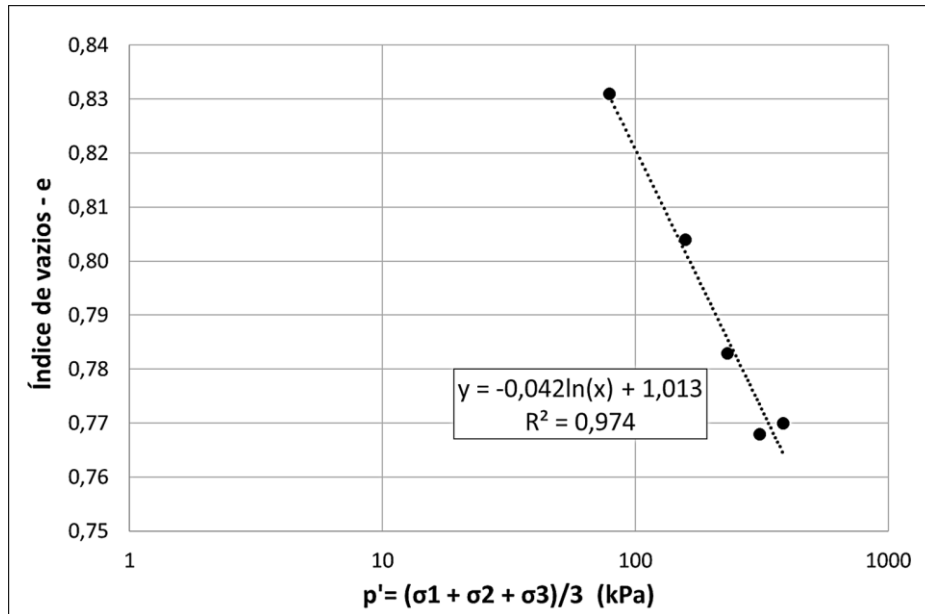


Figura 6.15. SSL no plano  $e:\log p'$  para os ensaios triaxiais de extensão

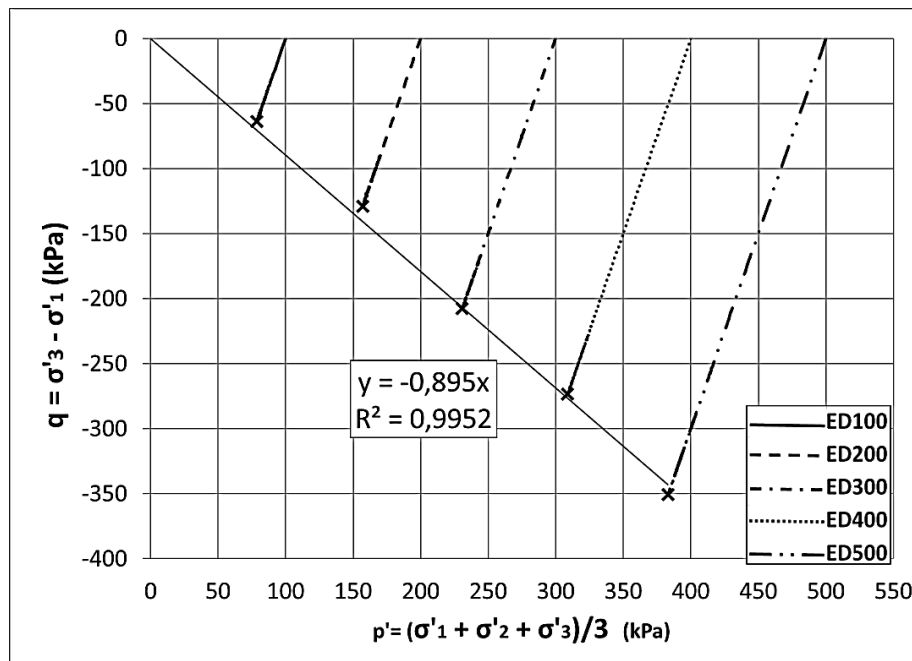


Figura 6.16. SSL no plano  $q:p'$  para os ensaios triaxiais de extensão

## 6.4. Ensaios de extensão baseados nas fotografias

Utilizando a ferramenta fotográfica, foi possível observar algumas diferenças entre as dimensões do CP previstas pelas equações do item 5.3 e medidas pelas fotografias em outras fases do ensaio. A Tabela 6.8 apresenta os valores de área transversal e altura do CP após a moldagem, medidos com o paquímetro e após o adensamento, tanto pelo cálculo teórico (considerando que a deformação axial durante ao adensamento,  $\varepsilon_1$ , corresponde à 1/3 da deformação volumétrica,  $\varepsilon_v$ ) quanto pelas fotografias. Além disso, apresenta a variação de altura do CP durante o adensamento determinada pelo extensômetro vertical (valores fornecidos pela máquina).

Tabela 6.8. Valores de altura e área transversal pós adensamento

Ensaio	Moldagem		Após adensamento (teoria)		Após adensamento (foto)		LVDT vertical adensamento	
	Área trans. (cm <sup>2</sup> )	Altura (cm)	Área trans. (cm <sup>2</sup> )	Altura (cm)	Área trans. (cm <sup>2</sup> )	Altura (cm)	$\Delta H$ (cm)	Altura (cm)
<b>ED100</b>	18,934	9,900	18,754	9,856	18,696	<b>9,873</b>	0,024	<b>9,876</b>
<b>ED200</b>	18,934	9,890	18,654	9,817	18,584	<b>9,822</b>	0,062	<b>9,828</b>
<b>ED300</b>	18,973	9,900	18,682	9,825	18,637	<b>9,859</b>	0,036	<b>9,864</b>
<b>ED400</b>	18,896	9,890	18,564	9,804	18,498	<b>9,832</b>	0,052	<b>9,838</b>
<b>ED500</b>	18,934	9,890	18,553	9,791	18,487	<b>9,820</b>	0,066	<b>9,824</b>

É possível perceber que os valores de altura obtidos pelas fotografias se aproximam melhor dos valores determinados pelo extensômetro vertical, que se supõe ser o mais correto (qualquer movimento do pistão corresponde apenas à variação de altura do CP, pois as parcelas de encurtamento ou alongamento das peças metálicas são desprezíveis). As pequenas diferenças entre os dois podem ser justificadas pela acurácia das medições no AutoCAD.

A diferença entre os valores obtidos pelos cálculos teóricos e pelas fotografias, tanto para altura quanto para área transversal ao final do adensamento, pode ser consequência da incerteza quanto à condição de adensamento isotrópico. Como mencionado no item 5.2.4, no ensaio de extensão o pistão está acoplado ao *topcap* desde o início do ensaio e há uma incerteza quanto à consideração do atrito entre o pistão e a tampa da célula triaxial. Utilizou-se o artifício de determinar uma *Área fictícia* para o pistão, entretanto não se sabe o quão preciso é esta metodologia. Esse fator é determinante para que a máquina aplique uma tensão vertical igual à tensão horizontal durante a fase

de adensamento isotrópico. Cabe ressaltar, entretanto, que as diferenças são muito pequenas, não excedendo  $0,07\text{cm}^2$  para área e  $0,03\text{ cm}$  para a altura. Como estes valores representam apenas  $0,4\%$  da área e  $0,3\%$  da altura, pode-se desprezar tais variações.

A Figura 6.17 apresenta um exemplo da determinação do parâmetro ‘a’ definido no item 5.3.5 a partir da última fotografia do ensaio de  $100\text{ kPa}$  ( $14\%$  de deformação axial) e os resultados de todos ensaios estão apresentados na Tabela 6.9. O valor de ‘a’ foi exatamente a posição relativa do eixo do *neck* em relação à base do CP. A partir dos valores apresentados, pode-se perceber que a posição do *neck* é variável, mas sempre ocorre na parte superior do CP, como previsto por LADE e WANG (2012).

A Figura 6.17 ainda mostra o valor da altura apenas da região *necking* na última fotografia ( $h_{neck,foto} = 0,3509$ ) que depois será utilizado no cálculo da deformação axial local da membrana.

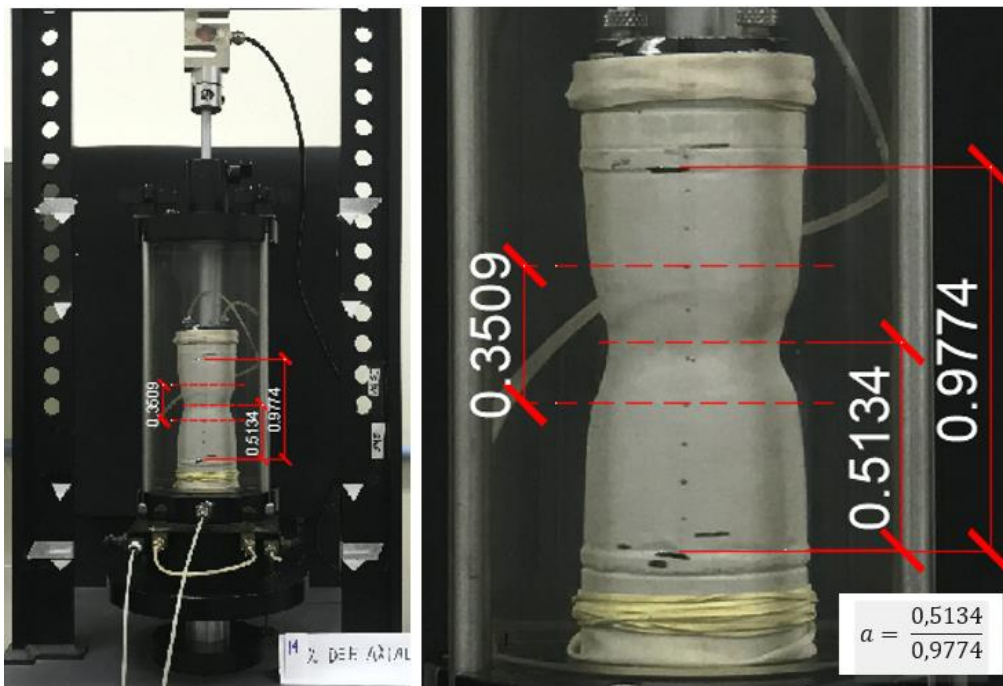


Figura 6.17. Determinação de 'a' e altura do *necking* no ensaio ED100 com  $\epsilon_a = 14\%$  – resultado típico

Tabela 6.9. Parâmetro 'a' para os CPs dos ensaios

Ensaio	a
ED100	0,525
ED200	0,686
ED300	0,584
ED400	0,723
ED500	0,595



A relação entre a área determinada pela foto e a área calculada pela teoria, ao longo da deformação axial de cada ensaio, está representada na Figura 6.18. Percebe-se que, exceto para o ED200, uma mudança na declividade ocorre entre 6-8% de deformação axial, e a partir daí a relação entre as áreas diminui rapidamente. Esse instante pode ser interpretado como o momento que começam a ocorrer a concentração de deformações nos CPs.

Observa-se que a curva do ED200 teve um comportamento diferente dos outros ensaios, apresentando uma mudança de declividade próxima a 5% de deformação axial. Observa-se também que este nível de deformação foi o mesmo em que houve diferença de comportamento entre este ensaio e os demais no gráfico  $q/\sigma'_1:\varepsilon_a$ , apresentado anteriormente na Figura 6.12.

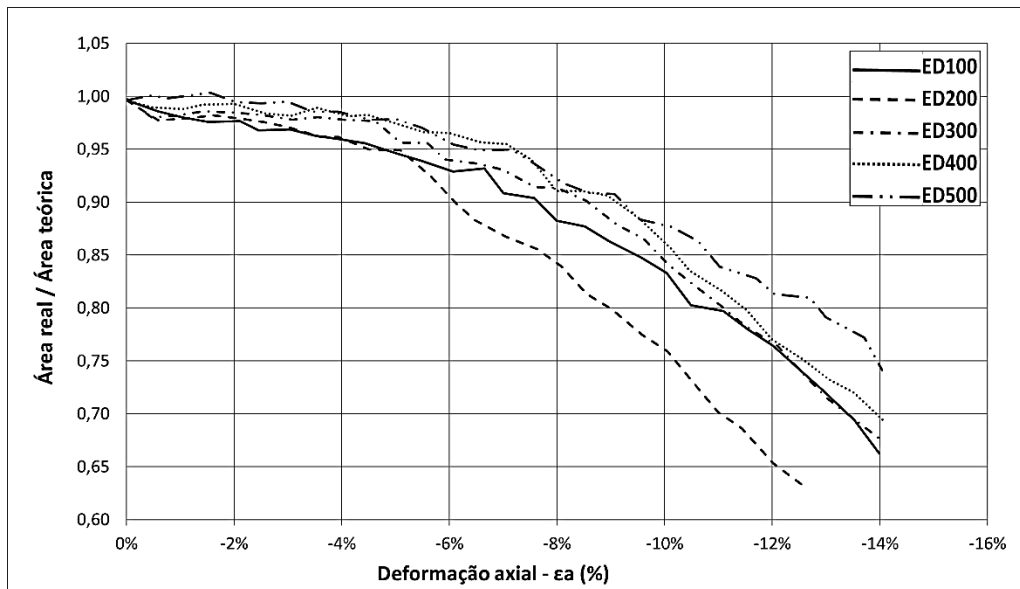


Figura 6.18. Relação entre a área determinada pela foto e a área calculada pela teoria

Como explicado na metodologia, foi observado que a deformação axial se mantinha uniforme até um certo nível de deformação global e, após este nível, ela se concentrava em regiões de ocorrência do *necking*. A Tabela 6.10 apresenta o nível de deformação global ( $\varepsilon_{un}$ ), para cada ensaio, a partir do qual as deformações passaram a ser localizadas. Parece haver uma tendência de antecipação do início das deformações localizadas com o aumento de tensões, com o ensaio ED200 representando novamente uma exceção. Acredita-se que este fato pode estar ligado a heterogeneidades produzidas durante o processo de moldagem do CP.

Tabela 6.10. Nível de deformações no qual a deformação axial se mantinha constante no CP

Ensaio	$\epsilon_{un}$ (%)
ED100	8,0
ED200	5,0
ED300	6,5
ED400	6,0
ED500	5,0

Ressalta-se que estes valores foram estimados pelas fotografias que foram tiradas com intervalos de 0,5% de deformação axial, podendo o instante correto ter acontecido no intervalo entre duas fotografias. Além disso, cabe ressaltar também, que esse nível de deformação axial global representa o momento em que as deformações deixaram de ser uniformes ao longo da altura do CP. Não significa que todo o valor de deslocamento ficou concentrado na região do necking, mas sim que o deslocamento foi distribuído de forma não uniforme ao longo da altura, com grande parcela localizada na região *necking*.

O gráfico  $q:\epsilon_a$ , considerando agora o cálculo da área transversal à aplicação de  $\sigma_3$  a partir das fotografias, está apresentado na Figura 6.19. Pode-se perceber que com essa metodologia de cálculo, as curvas tenderam a estabilizar. Pequenas variações podem estar relacionadas a precisão das medidas no AutoCAD. O gráfico  $q/\sigma'_1:\epsilon_a$  está apresentado na Figura 6.20, que confirma a tendência de estabilização dos resultados.

Além disso, como explicado na metodologia, a deformação axial localizada na região do *necking*, onde efetivamente está ocorrendo o fenômeno de cisalhamento, é maior que a deformação axial global, calculada considerando a altura total do CP. Nos gráficos apresentados, utilizou-se a deformação axial global ( $\epsilon_a$ ) para fins de comparação do valor da tensão desviadora ( $q$ ) calculada anteriormente. Porém, sabe-se que, a partir do início do *necking*, as deformações axiais localizadas, tornam-se maiores que as globais. A região onde isto ocorre está representada na Figura 6.20. Cabe ressaltar que a utilização das deformações localizadas estenderia o final da curva, aumentando a aparência de constância das tensões desviadoras.

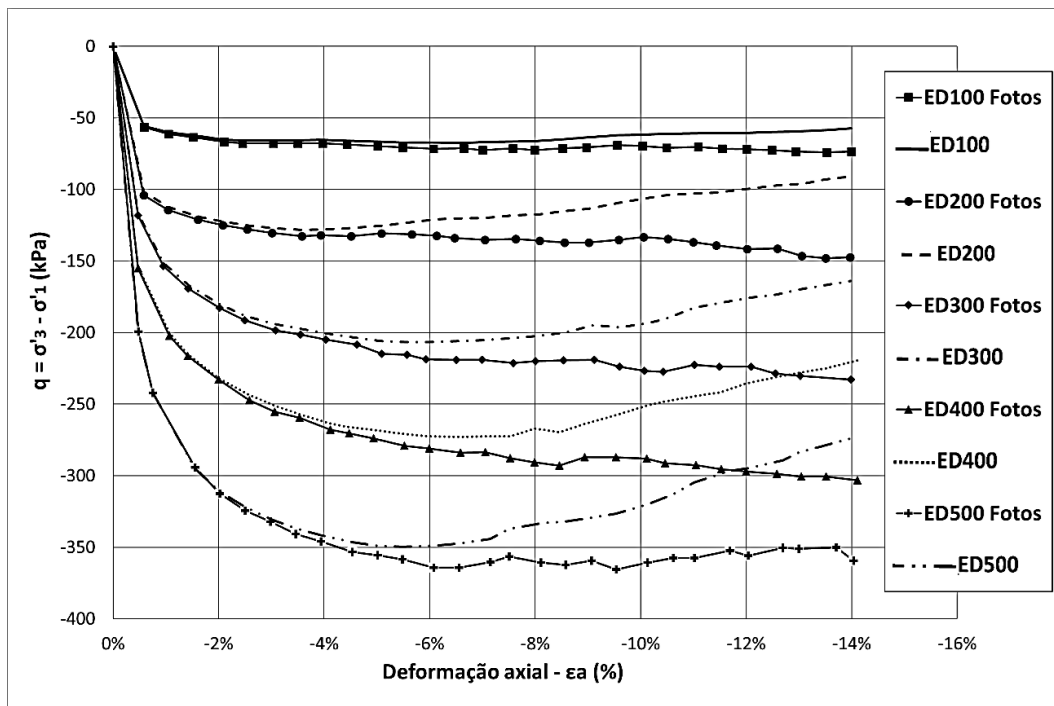


Figura 6.19. Curvas  $q:\epsilon_a$  corrigida pelas áreas determinadas na fotografia

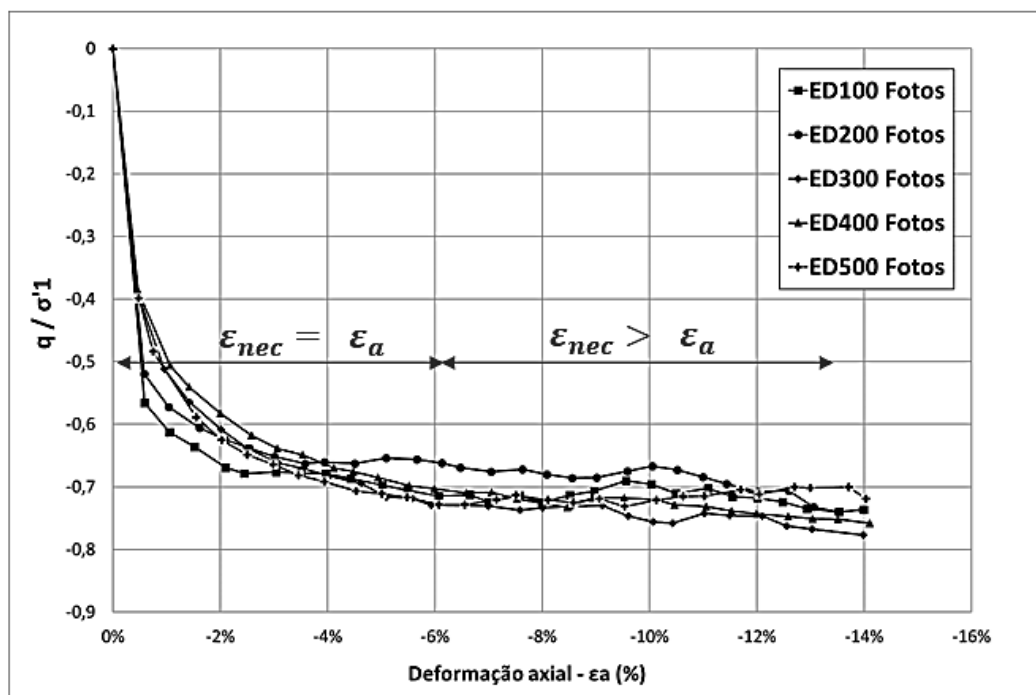


Figura 6.20. Gráfico  $q/\sigma'_1:\epsilon_a$  a partir da correção da área pelas fotos

A Figura 6.21 apresenta o volume de água global que entrou ou saiu ao longo dos ensaios. As setas vermelhas indicam o nível de deformação axial global, a partir do qual as deformações não foram mais uniformes, correspondendo aos valores apresentados Tabela 6.10. Considerou-se então, que a partir destes pontos qualquer variação de água

do CP ocorreu na região do *necking* delimitada pelas marcas na membrana. Cabe ressaltar que, próximo ao final do ensaio, a variação de volume é desprezível (menos de 0,2cm<sup>3</sup>).

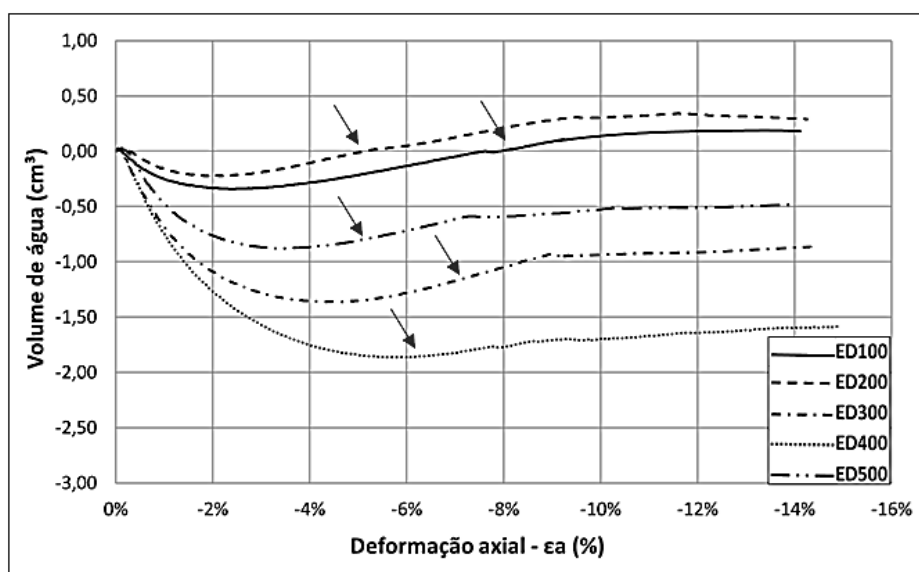


Figura 6.21. Gráfico Volume de água x deformação axial

Seguindo os passos explicados na metodologia, estimou-se o índice de vazios na região do *necking*, local onde efetivamente estava ocorrendo o cisalhamento. A Tabela 6.11 apresenta os valores de referência para o cálculo do índice de vazios na região: altura da região do *necking* no início do cisalhamento ( $h_{0,neck,real}$ ); o volume da região do *necking* até o instante que as deformações uniformes ocorreram ( $V_{neck,un}$ ) e o volume de água que entrou ou saiu após este nível de deformação ( $\Delta V_{nec}$ ).

Tabela 6.11. Valores de referência do necking para o cálculo do índice de vazios

Ensaio	$h_{0,neck,real}$	$M_{neck,un}$	$V_{neck,un}$	$\Delta V_{nec}$
	cm	g	cm <sup>3</sup>	cm <sup>3</sup>
ED100	3,107	89,941	58,291	0,342
ED200	2,992	87,367	55,773	0,388
ED300	4,086	119,851	75,853	0,477
ED400	3,120	91,448	57,350	0,181
ED500	4,017	118,360	74,256	0,037

A Tabela 6.12 apresenta os valores de  $q_{ss}$ ,  $p'_{ss}$  e  $e_{ss}$  obtidos com o auxílio das fotografias.

Tabela 6.12. Valores de  $q_{ss}$ ,  $p'_{ss}$  e  $e_{ss}$  para cada ensaio de extensão considerando as fotografias

Ensaio	$q_{ss}$	$p'_{ss}$	$e_{ss}$
100	-66,07	77,98	0,838
200	-142,75	152,42	0,813
300	-224,81	225,06	0,796
400	-297,22	300,93	0,774
500	-356,82	381,06	0,770

Considera-se estes valores os mais representativos do rejeito, visto que todas as correções possíveis foram realizadas (atrito, tensão na membrana real e área transversal real).

No espaço  $e:\log p'$  o valor da inclinação da SSL,  $\lambda_{SSL}$ , encontrada foi de 0,045, como apresentado na Figura 6.22, e valor do parâmetro  $\Gamma$  encontrado foi de 1,035. Estes valores tinham sido de 0,042 e 1,013, respectivamente, sem considerar a correção de área na tensão desviadora e do índice de vazios por fotografias. No espaço  $q:p'$ , mostrado na Figura 6.23, a inclinação da SSL é  $M_e = 0,959$ , que corresponde a um ângulo de atrito ( $\phi'_{ss}$ ) de 34,8°.

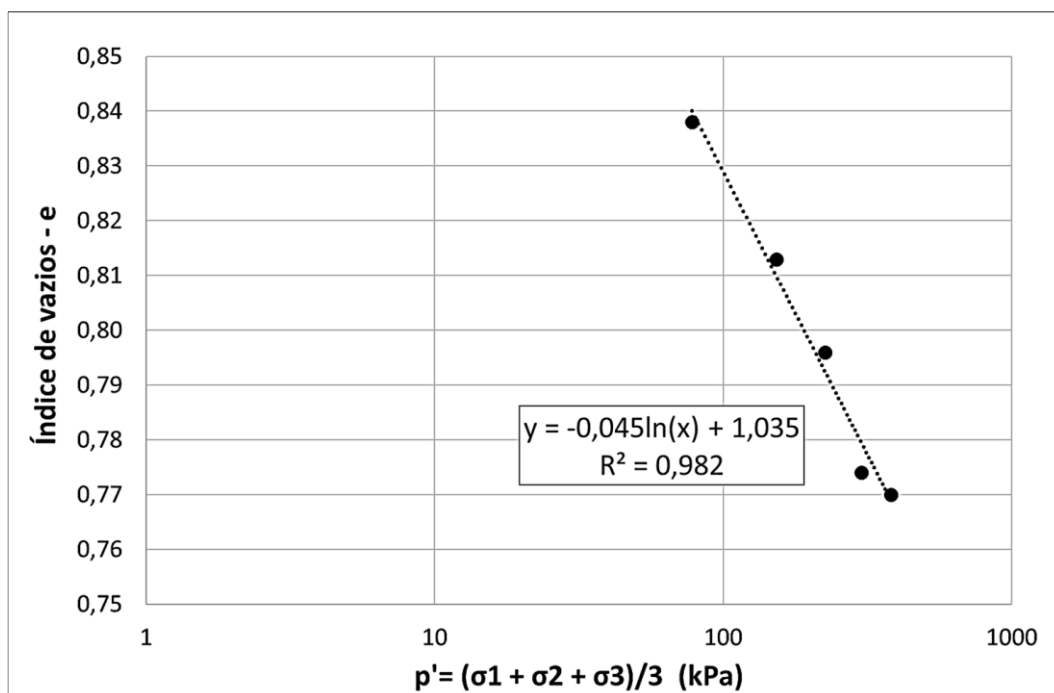


Figura 6.22. SSL no plano  $e:\log p'$  para os ensaios triaxiais de extensão considerando as fotografias para correção da tensão desviadora e do índice de vazios do necking.

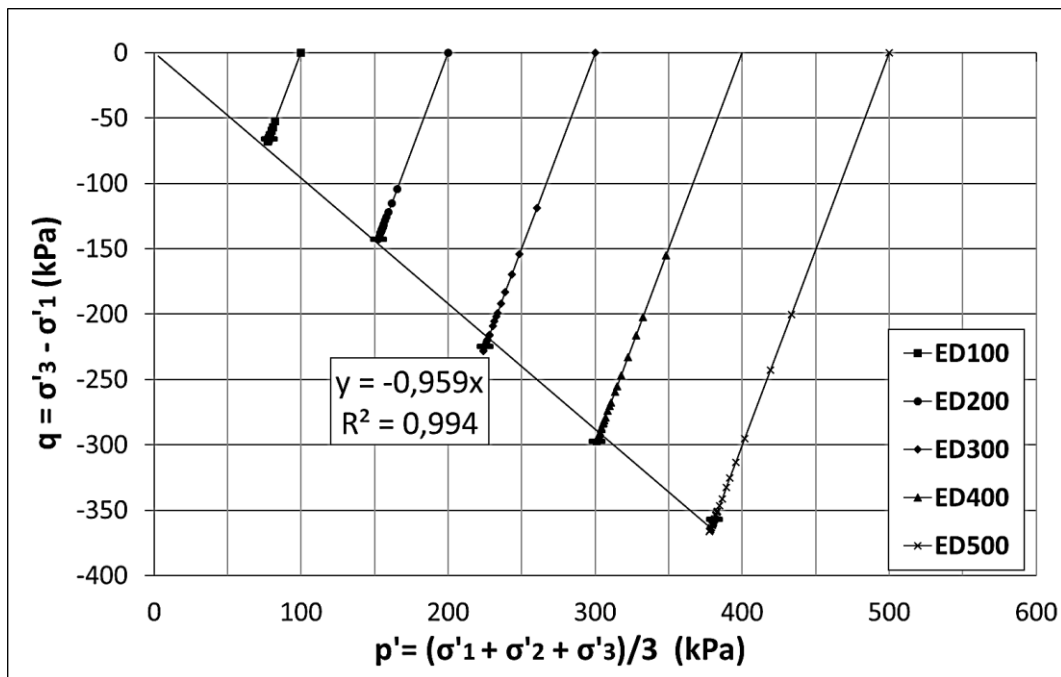


Figura 6.23. SSL no plano  $q:p$  para os ensaios triaxiais de extensão considerando as fotografias

A Tabela 6.13 apresenta um resumo dos parâmetros do estado de regime permanente obtidos neste trabalho para ambos os ensaios.

Tabela 6.13. Comparação dos parâmetros do estado de regime permanente entre os ensaios de compressão e extensão

Rejeito Fundão	$\lambda_{SSL}$	$\Gamma$	$M$	$\phi'_{ss}$
Compressão	0,047	1,043	1,38	34,3°
Extensão (Fotos)	0,045	1,035	0,96	34,8°
Extensão (convencional)	0,042	1,013	0,89	31,7°

A Figura 6.24 apresenta a SSL no espaço  $e:\log p'$  considerando os ensaios de extensão e compressão realizados neste trabalho, e para os ensaios de extensão, os valores de  $p'_{ss}$  obtidos a partir das fotografias. O valor da inclinação da SSL,  $\lambda_{SSL}$ , encontrado neste caso foi de 0,044 e o valor de  $\Gamma$  foi de 1,029.

A unicidade da SSL (ou CSL) no plano  $e:\log p'$ , independente do caminho de tensões, foi demonstrada por diversos autores: BEEN *et al.* (1991) consideram na prática a SSL única para areias, considerando variações até  $\pm 0,01$  no índice de vazios; SALVATORE *et al.* (2017) também encontraram unicidade no plano  $e:\log p'$  quando realizaram uma análise local das variações volumétricas de amostras arenosas;

SCHNAID *et al.* (2013), para rejeitos de minério de ouro, encontraram a unicidade inclusive avaliando diferentes faixas de tensões.

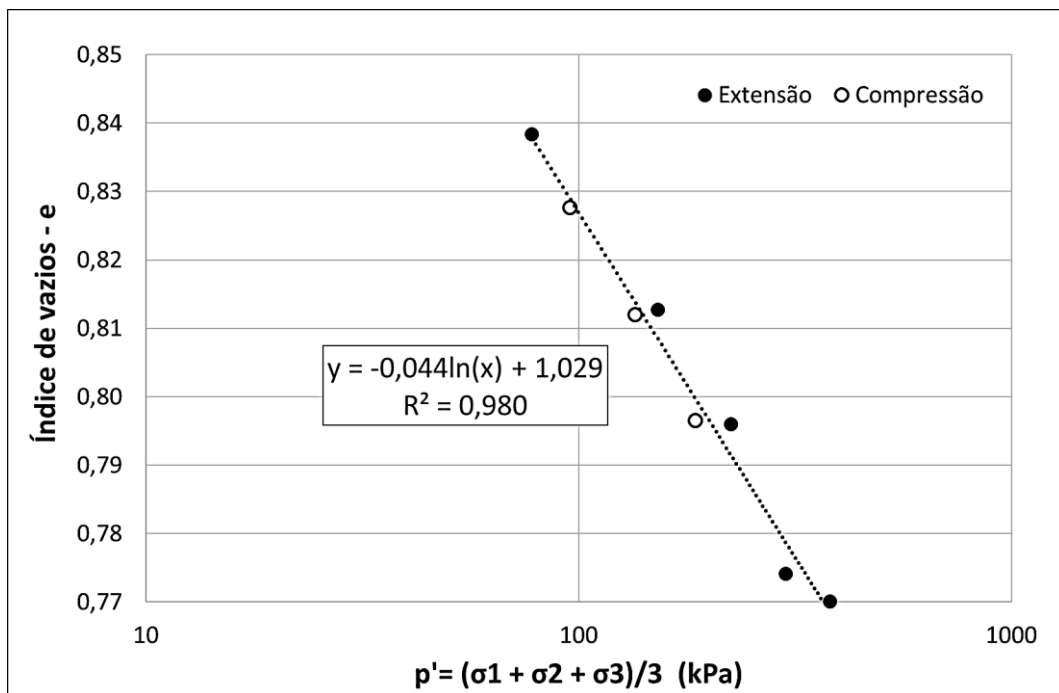


Figura 6.24. SSL no plano  $e:\log p'$  para os ensaios triaxiais de compressão e extensão considerando as fotografias

Isso posto, considera-se que, no plano  $e:\log p'$ , a SSL determinada para o rejeito de minério de ferro da Barragem do Fundão é única, independente do caminho de tensões.

Em relação ao ângulo de atrito de regime permanente em extensão ( $\phi'_{ss,te}$ ) e compressão ( $\phi'_{ss,tc}$ ) para areias ainda existe muita divergência entre os pesquisadores. CORNFORTH (1961, 1964) encontrou  $27,9^\circ$  e  $31,6^\circ$  para  $\phi'_{ss,te}$  e  $\phi'_{ss,tc}$  respectivamente; BOLTON (1986) e GREEN (1971) relataram encontrar diferenças menores que  $2^\circ$ ; AZEITEIRO *et al.* (2017), utilizando valores de tensões até o instante imediatamente anterior ao início das deformações localizadas, encontraram valores próximos de para  $\phi'_{ss,te}$  e  $\phi'_{ss,tc}$ .

Para o rejeito de minério de ferro da Barragem do fundão, foram encontrados  $34,8^\circ$  e  $34,3^\circ$  para  $\phi'_{ss,te}$  e  $\phi'_{ss,tc}$ , respectivamente. Essa pequena diferença está de acordo com os resultados de LAMBE & WHITMAN (1969) e LADE e BOPP (2005), apresentadas no capítulo 3, nos quais, para areias, o ângulo de atrito em extensão foi superior ao de compressão. Entretanto, como nesta pesquisa a diferença foi de apenas  $0,5^\circ$ , para termos práticos pode-se considerar que o  $\phi'_{ss}$  é único, independentemente do caminho de tensões.

## 7. CONSIDERAÇÕES FINAIS

### 7.1. Conclusões

O material de estudo desta pesquisa foi o rejeito de minério de ferro da antiga Barragem do Fundão, em Mariana-MG, que se rompeu em novembro de 2015. Os ensaios de caracterização indicaram que o rejeito tem composição granulométrica correspondente a uma areia siltosa, com 85% de areia e  $D_{50}=0,095\text{mm}$ . A densidade relativa dos sólidos encontrada foi de 2,820. Esses resultados condizem com os encontrados por FLOREZ (2015) e TELLES (2017) que estudaram o mesmo material.

O índice de vazios mínimo determinado a partir do método 1A da ASTM-D4253-00 (ASTM, 2000a) foi de 0,55 e o índice de vazios máximo determinado pelo Método B da norma ASTM-D4254 (ASTM, 2000b), foi de 0,85.

O principal objetivo deste trabalho foi realizar ensaios de compressão e extensão neste rejeito de minério de ferro e determinar seus parâmetros de regime permanente (Steady State) sob as duas condições de carregamento. Dessa forma, seria possível verificar se a linha de regime permanente (SSL) é independente do caminho de tensões, tanto no plano  $e:p'$ , como considerado por diversos autores, quanto no plano  $q:p'$ , condição que ainda não é consensual na literatura.

TELLES (2017) já havia determinado os parâmetros do regime permanente para a condição de compressão triaxial neste rejeito. Por isto, os ensaios triaxiais de compressão realizados nesta pesquisa tiveram também o objetivo de verificar se o comportamento era igual ao do material estudado por TELLES (2017).

Considerando os ensaios de compressão triaxial desta pesquisa, o valor da inclinação da SSL ( $M_c$ ) no plano  $q:p'$  encontrado foi de 1,388, que corresponde a um ângulo de atrito no regime permanente ( $\phi'_{ss}$ ) de  $34,3^\circ$ . No plano  $e:logp'$ , o valor da inclinação da SSL ( $\lambda_{SSL}$ ) encontrado foi de 0,047 e o valor do parâmetro  $\Gamma$  foi de 1,043. Os parâmetros encontrados por TELLES (2017) foram muito similares:  $M_c = 1,36$ ;  $\phi'_{ss} = 34,0^\circ$ ;  $\lambda_{SSL} = 0,048$  e  $\Gamma = 1,017$ .

Os ensaios triaxiais de extensão realizados nesta pesquisa foram por descarregamento vertical.

Tendo em vista que as deformações localizadas eram previsíveis, optou-se por determinar a área real transversal do corpo de prova a partir de fotografias digitais, com



intuito de calcular o valor correto da tensão vertical atuante durante o cisalhamento. Foram considerados os efeitos de paralaxe, deformação de bordas de fotografias e o fenômeno de refração entre os meios ar/acrílico e acrílico/água. Também foram realizadas correções relacionadas ao efeito de atrito, estático e cinemático, entre o pistão e a tampa da célula triaxial e à tensão de tração decorrente da deformação da membrana de látex.

Essas correções possibilitaram obter tensão desviadora e volume estabilizados no final dos ensaios, indicando que os corpos de prova alcançaram o estado de regime permanente.

Com o auxílio das fotografias, pôde-se observar também que as deformações axiais do corpo de prova concentravam-se na região do *necking* após um determinado nível de deformações (5% a 9% dependendo do ensaio) e que regiões extremas se tornaram ‘zonas mortas’. A partir do volume de água que entrou ou saiu após este determinado nível de deformação, pode-se estimar o índice de vazios local, referente a região do *necking*.

Considerando as correções no ensaio de extensão mencionadas anteriormente, o valor de  $\lambda_{SSL}$  encontrado foi de 0,045, o valor de  $\Gamma$  foi 1,035 e o valor de  $M_e$  foi de 0,956 ( $\phi'_{ss}=34,8^\circ$ ). Sem considerar a correção da área transversal, os valores foram de 0,042, 1,013 e 0,895 ( $\phi'_{ss}=31,7^\circ$ ), respectivamente.

Analisando em conjunto os resultados dos ensaios de extensão e de compressão realizados neste trabalho, pôde-se considerar a SSL deste rejeito de minério de ferro, única e independente do caminho de tensões. O valor de  $\lambda_{SSL}$  encontrado foi de 0,044 e o valor de  $\Gamma$  foi de 1,029, com um coeficiente de ajuste linear alto de 0,98. Além disto, uma pequena diferença foi encontrada entre o ângulo de atrito de regime permanente determinado pelo ensaio de compressão ( $34,3^\circ$ ) e o ensaio de extensão ( $34,8^\circ$ ).

## **7.2. Recomendações e sugestões**

Quando a campanha de ensaios prevista for com nível baixo de tensões (tensões confinantes menores que 100 kPa por exemplo), recomenda-se fortemente realizar verificações e correções relacionadas ao atrito (estático e/ou cinemático) e à tração da membrana de látex, principalmente em ensaios em que ocorrem uma diminuição do nível de tensão, pois estas parcelas irão influenciar na determinação correta da tensão vertical.

Uma solução para diminuir a influência destas parcelas nos cálculos de tensões desviadoras e na determinação dos parâmetros de resistência do material é utilizar, quando possível, corpos de prova com dimensões maiores, por exemplo, com diâmetro maior que 50 mm.

Sugere-se que, quando possível, os ensaios de extensão sejam executados utilizando célula de carga interna, para evitar erros relacionadas com o atrito entre o pistão e tampa da célula triaxial.

Sugere-se que sejam realizadas novas pesquisas relacionadas ao fenômeno de atrito cinemático entre o pistão e a tampa da célula triaxial, que apresentou um comportamento oscilatório. Observou-se que para o nível de tensões utilizado nesta pesquisa, a parcela de atrito representou menos de 5% da tensão desviadora nos ensaios. Porém, para ensaios com baixo nível de tensões isso pode ser determinante no cálculo dos parâmetros de resistência do material.

Por fim, sugere-se que uma campanha de ensaios triaxiais de extensão não drenada seja realizada com o rejeito, de forma a verificar o desenvolvimento das deformações localizadas, caso existam, e estudar a geração de poro pressões no material sob esta condição de carregamento possibilitando, inclusive, o estudo do potencial de liquefação.

## 8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ARAÚJO, C.B. de. **Contribuição Ao Estudo Do Comportamento De Barragens De Rejeito De Mineração De Ferro**. 2006. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT. **NBR 6458:2016– Grãos de pedregulho retidos na peneira de abertura 4,8 mm - Determinação da massa específica, da massa específica aparente e da absorção de água**. Rio de Janeiro, 2016b.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT. **NBR 7181:2016 – Solo – Análise Granulométrica**. Rio de Janeiro, 2016a.
- ASTM. D4254-00 - Standard Test Methods for Minimum Index Density and Unit Weight of Soils Using a Vibratory Table, 2000a.
- ASTM. D4253-00 - Standard Test Methods for Maximum Index Density and Unit Weight of Soils Using a Vibratory Table, 2000b.
- ATKINSON, J. L., BRANSBY, P. L. *The Mechanics of Soils: An Introduction to Critical State Soil Mechanics*. 2 ed. London, McGraw-Hill, 1978.
- AZEITEIRO, R. J. N.; COELHO, P. A. L.; TABORDA, D. M. G.; GRAZINA, J. C. D. Critical State–Based Interpretation of the Monotonic Behavior of Hostun Sand. **J. Geotech. Geoenviron. Eng.**, 143(5), 2017.
- BEDIN, J. **Estudo do comportamento geomecânico de resíduos de mineração**. 2010. Tese de D.Sc., UFRGS, Porto Alegre, RS, Brasil.
- BEEN, K., JEFFERIES, M. G. **Soil Liquefaction: A Critical State Approach**. 2 ed. London and New York, Taylor & Francis, 2016.
- BEEN, K., JEFFERIES, M. G., and HACHEY, J. The critical state of sands. **Géotechnique**, 41(3), 365–381, 1991.
- BJERRUM, L. Problems of soil mechanics and construction on soft clays. State of the Art Report to Session IV. In: Proceedings of the. **VIII International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering**, v. 3, pp. 111-159, Moscow, Rússia, 1973.
- BISHOP, A.W. Strength of soils as engineering materials. Sixth Rankine Lecture. **Géotechnique**, 16, 89–130, 1966.
- BOLTON, M.D. Strength and dilatancy of sands. **Géotechnique**, 36(1), 65–78, 1986.

- CASAGRANDE, A. Characteristics of cohesionless soils affecting the stability of earth fills. **Journal of Boston Society of Civil Engineers**, 23, 257–276, 1936.
- CBPF. **Apostila 15 - Stick-slip**. 2005. Disponível em: <http://www.cbpf.br/~nanos/Apostila/15.html>. Acessado em 01/05/2019.
- CORFDIR, A. SULEM, E. J.. Comparison of extension and compression triaxial tests for dense sand and sandstone. **Acta Geotechnica**. 3:241–246, 2008.
- CORNFORTH, D. H. Some Experiments on the Influence of Strain Conditions on the Strength of Sand. **Geotechnique**, Vol 16, p. 193, 1964.
- DEIRÓ, B.C. **Erro de Paralaxe**. 2016. Disponível em: <http://www.cameraversuscamera.com.br/dic/paralaxe.htm>. 2016. Acessado em - 13/02/2019 às 14:30.
- DUNCAN, J. M. and SEED, H. B. Corrections for Strength Test Data. **Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division**, ASCE, Vol. 93, No. SM5, pp. 121-137, 1967.
- EACOM. **Executive Summary for Root Cause Analysis of Kingston Dredge Cell Failure**. 2008. Disponível em: <https://www.sec.gov/Archives/edgar/data/1376986/000137698609000063/exhibit.htm>. Acessado em 10 de março de 2019.
- EMBACHER, A. **Óptica Geométrica: Formação de Imagens**. 2014. Programa Educar USP/SC. Disponível em: <http://www.miniweb.com.br/Ciencias/Artigos/geometrica.pdf>. Acessado em 20 de dezembro de 2018.
- FERNANDES, Manuel de Matos. **Mecânica dos Solos – conceitos e princípios fundamentais**. Oficina de textos. Vol 1. São Paulo, 2016.
- FLÓREZ, C. T. Estudo da alteração em laboratório de rejeitos de mineração de ferro para análise em longo prazo. 2015. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- GOMES, R.C; RIBEIRO, L.F.M; BOTELHO, A.P.D, Pereira, E.L. Caracterização Tecnológica de Rejeitos de Mineração em Sistemas de Disposição. **10º Congresso Brasileiro de Geologia de Engenharia e Ambiental**, Ouro Preto, MG. 2002.
- GREEN, G.E. Strength and deformation of sand measured in an independent stress control cell. In **Stress–Strain Behaviour of Soils: Proceedings of the Roscoe Memorial Symposium**, Cambridge, 1971.29–31 (ed. R.H.G. Parry), pp. 285–323. London, U.K.

- HAGE, R. Câmera de celular. 2016. Disponível em <https://ricardohage.com.br/2016/11/11/entenda-melhor-a-camera-do-seu-celular/>. Acessado em 11/02/2019 – as 11:40
- HEAD, K. H. **Manual of Soil Laboratory Testing**. Pentech Press, Vol. 3. 1986.
- ICOLD. Tailings Dams, Risk of Dangerous Occurrences, Lessons Learnt from Practical Experiences. **Bulletin 121, International Commission on Large Dams**, 2001.
- INSTITUTO BRASILEIRO DE MINERAÇÃO (IBRAM). **Gestão e Manejo de Rejeitos de Mineração**. Brasília, 2016b. Disponível em: <<http://www.ibram.org.br/sites/1300/1382/00006222.pdf>>. Acesso em: 17 abril. 2018, 10:30:00
- INSTITUTO BRASILEIRO DE MINERAÇÃO (IBRAM). **Rejeitos de mineração podem se tornar minas produtivas**. Brasília, 2016a. Disponível em: <[http://www.ibram.org.br/150/15001002.asp?ttCD\\_CHAVE=262127](http://www.ibram.org.br/150/15001002.asp?ttCD_CHAVE=262127)>. Acesso em: 17 abril. 2018, 10:00:00
- INSTITUTO BRASILEIRO DE MINERAÇÃO (IBRAM). **Relatório anual de Atividades IBRAM Julho 2017 – Maio 2018**. Brasília, 2018, 36 p. Disponível em< [http://portaldamineracao.com.br/ibram/wp-content/uploads/2017/08/WEB\\_REL\\_IBRAM\\_2017.pdf](http://portaldamineracao.com.br/ibram/wp-content/uploads/2017/08/WEB_REL_IBRAM_2017.pdf) >. Acesso em: 17 abril. 2018, 09:00:00
- LACTEC. **Diagnóstico socioambiental dos danos decorrentes do rompimento da barragem de Fundao na Bacia do Rio Doce**. Relatório de Linha de base. Curitiba, Paraná, Brasil. Volume 1. 2017.
- KOLYMBAS D, Wu W. Recent results of triaxial tests with granular materials. **Powder Technol** 60:99–119, 1990.
- LADE P. V., BOPP PA. Relative density effects on drained sand behavior at high pressures. **Soils Found** 45:1–13, 2005.
- LADE, P. V. and YARNAMURO, J.A. and BOPP, P. A. (1996): Significance of particle crushing in granular materials, *J.Geotech. Engrg., ASCE*, 122(4),309-316.
- LADE, P. V.; WANG, Q. Method for Uniform Strain Extension Tests on Sand. **Geotechnical Testing Journal**, Vol. 35, No. 4. 2012
- LAM, W. K. and TATSUOKA, F. Triaxial Compressive and Extension Strength of Sand Affected by Strength Anisotropy and Sample Slenderness. **Advanced Triaxial Testing of Soil and Rock, ASTM STP., 977**, ASTM International, West Conshohocken, PA, pp. 655–666, 1988.

- LAMBE, T. W. & WHITMAN, R. V. **Soil Mechanics**. Wiley & Sons” Inc. N.Y. 1969.
- LEE, K.L., SEED, H.B. Drained Strength Characteristics of Sands. **J. of the Soil Mechanics and Foundation Division**, ASCE, Vol. 93, n° SM6, pp. 117-141, 1967.
- LOPES, Eric Barros. **Refração e o Ensino de Óptica**. 2014. Dissertação de mestrado Programa de Pós-Graduação em Ensino de Física/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- MACARI, E. J.; PARKER, J. K.; e COSTES, N. C. Measurement of Volume Changes in Triaxial Tests Using Digital Imaging Techniques. **Geotechnical Testing Journal**, GTJODJ, Vol. 20, No. 1, pp. 103-109, 1997.
- MARINHO, V. **Escrevendo com a luz**. 2009. Disponível em <https://pt.slideshare.net/hiperbalad/aula2-1304984>. Acessado dia 25 de abril de 2019.
- MITCHELL, J.K. and SOGA, K. **Fundamentals of Soil Behavior**. 3rd Edition, John Wiley & Sons, Hoboken, 2005.
- MORGENSTERN, N. R.; VICK, S. G.; VIOTTI, C. B.; WATTS, B. D. The Fundão tailings dam review panel: report on the immediate causes of the failure of the Fundão Dam, 2016.
- NEON, C. **Distorção Radial em fotografias**. 2014 Disponível em: <http://cameraneon.com/tecnicas/distorcao-radial-em-fotografias/>. Acessado em 11/02/2019 – as 10:20
- OLIVEIRA, M. L. M.; AQUINO, J. A. **Amostragem – Tratamento de minérios: Práticas laboratoriais**. Rio de Janeiro, 2007. 34 p. Disponível em: <<http://www.cetem.gov.br/publicacao/CTs/CT2007-051-00.pdf>>.
- PÖLZL. Thainá; TELLES, A.C.M.; FABRE, J. S.; BECKER, L. De Bona; BARBOSA, M.C. Análise de Quebra de Grãos em Rejeito Areno-Siltoso Submetido à Ensaio de Adensamento. **XIX Congresso Brasileiro de Mecânica dos Solos e Engenharia Geotécnica**. Salvador, Bahia, Brasil. 2018.
- POULOS, S.J. The steady state of deformation. **Journal of the Geotechnical Engineering Division**, ASCE, 107(5), 553–562, 1981.
- REZENDE, V. A. **Estudo do comportamento de barragem de rejeito arenoso alteada por montante**. 2013. 153f. Dissertação de mestrado. (Mestrado em Geotecnia) – Programa de Pós-Graduação em Geotecnia do Núcleo de Geotecnia da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto. Ouro Preto.

- ROSCOE, K. H., Schofield, A. N., and Thurairajah, A. An Evaluation of Test Data for Selecting a Yield Criterion for Soils. **Laboratory Shear Testing of Soils**, ASTM STP 361, pp. 111-128, 1963.
- ROSCOE, K., Schofield, A.N. and Wroth, C.P. On the yielding of soils. **Géotechnique**, 8(1), 22–53, 1958.
- ROWE, P. W. Stress-Dilatancy, Earth Pressures and Slopes. Am. Soc. Civil Engrs., **Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division**, May, 1963.
- SALVATORE, E.; MODONI, G.; ANDO, E.; ALBANO, M.; VIGGIANI, G. Determination of the critical state of granular materials with triaxial tests. **Soils and Foundations**, 57, 733-744, 2017.
- SAYÃO, A.S.F.J. **Behaviour of sand under general stress path in the hollow cylinder torcional device**. 1989. University of British Columbia. (Ph.D. Thesis).
- SCHOFIELD, A. and WROTH, C.P. **Critical State Soil Mechanics**. London, U.K.: McGraw-Hill, 1968.
- SCHNAID, F.; BEDIN, J.; FONSECA, A. J. P. V.; FILHO, L. M. C. F. Stiffness and Strength Governing the Static Liquefaction of Tailings. **J. Geotech. Geoenviron. Eng.**, 139(12), 2136-2144, 2013.
- SILVA, C. G. C. **Estudo da influência do teor de finos no comportamento de um rejeito de minério de ferro a partir de ensaios edométricos**. 2017. Trabalho de conclusão de curso, POLI/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- SLADEN, J.A., D'HOLLANDER, R.D. and KRAHN, J. The liquefaction of sands, a collapse surface approach. **Canadian Geotechnical Journal**, 22(4), 564–578, 1985.
- SOUZA PINTO, Carlos de. **Curso Básico de Mecânica dos solos**. Editora Oficina de Textos. São Paulo: 2006.
- SUPERINTENDÊNCIA REGIONAL DE MEIO SUSTENTÁVEL, AMBIENTE E DESENVOLVIMENTO. **Parecer Único SUPRAM –ZM**. No: 00015/1984/066/2008. 2008. 18 p.
- TAYLOR, D. W. **Fundamentals of Soil Mechanics**. John Wiley and Sons, New York, 1948.
- TELES, G. L. V. **Estudo sobre os Parâmetros de Resistência e Deformabilidade da Areia de Hokksund**. 2013. Trabalho de conclusão de curso, POLI/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

- TELES, G. L. V. **Ensaio Triaxiais Em Materiais Muito Moles A Baixas Tensões De Adensamento**. 2019. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- TELLES, A. C. M. Análise do comportamento de um rejeito de minério de ferro no estado de regime permanente. 2017. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- WU, W. and KOLYMBAS, D. On Some Issues in Triaxial Extension Tests. **Geotechnical Testing Journal**, GTJODG, Vol. 14, No. 3, pp. 276-287 , 1991.
- YAMAMURO, J. A. **Instability and behavior of granular materials at high pressures**. 1993. PhD dissertation, Univ. of California. Los Angeles. Calif.
- YAMAMURO, J. A., e LADE, P. V. **Strain Localization in Extension Tests on Granular Materials**. J. Eng. Mech., Vol. 121, No. 7, pp. 828–836, 1995.
- ZHANG, Xiong; LI, Lin; CHEN, Gang e LYTTON, Robert. A photogrammetry-based method to measure total and local volume changes of unsaturated soils during triaxial testing. **Acta Geotechnica**, 10:55–82, 2015.



# ANEXO A – CALIBRAÇÕES

## I) CALIBRAÇÃO DA CÉLULA DE CARGA

A calibração da célula de carga utilizada nos ensaios desta pesquisa foi realizada no próprio pórtico do aparelho triaxial. Como a tensão desviadora no ensaio seria de tração, calibrou-se a célula de carga para esta solicitação.

Inicialmente foi enroscado um pendural na própria célula de carga (Figura A.1a) para possibilitar a aplicação de cargas verticais. A célula de carga era então ‘zerada’ e colocava-se anilhas metálicas previamente pesadas no pendural (Figura A.1b), anotando o valor de contagem da máquina. Assim, tinha-se a relação de kgf x cnts.

Foram realizadas 3 calibrações com estágios de carregamento e descarregamentos. Para calcular o valor das forças em N foi utilizado a gravidade como  $9,81\text{m/s}^2$ . O gráfico da primeira calibração encontra-se na Figura A.2 e o resultados das três calibrações na Tabela A.1. Foi utilizado o valor médio.

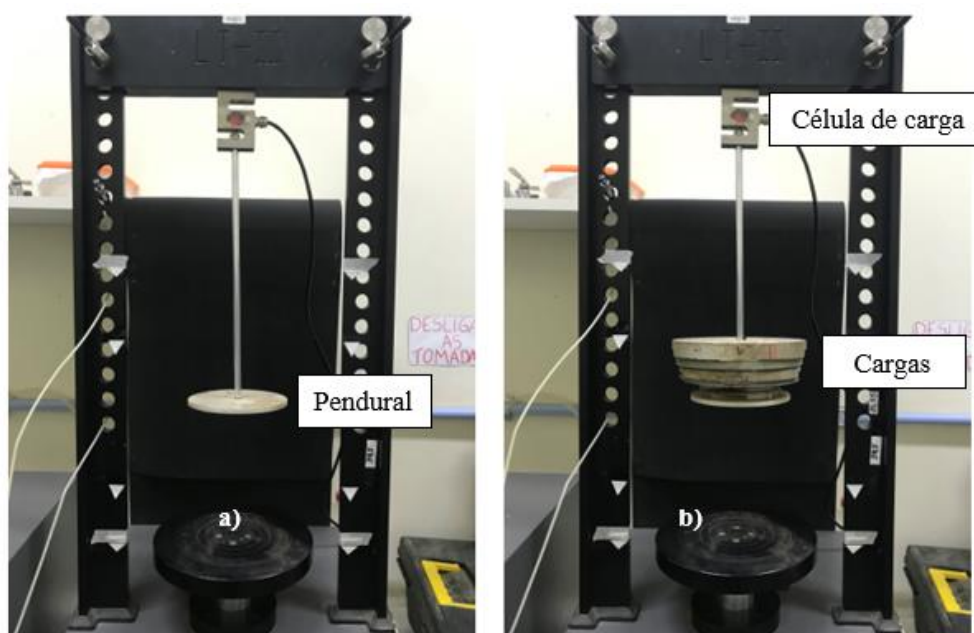


Figura A.1. a) Pendural b) Cargas aplicadas

Tabela A.1. Cálculo da constante de calibração da célula de carga

Ciclo	Constante	R <sup>2</sup>	Média	Desvio
1	0,13531	1		
2	0,13534	1	<b>0,13532</b>	0,00015
3	0,13532	1		

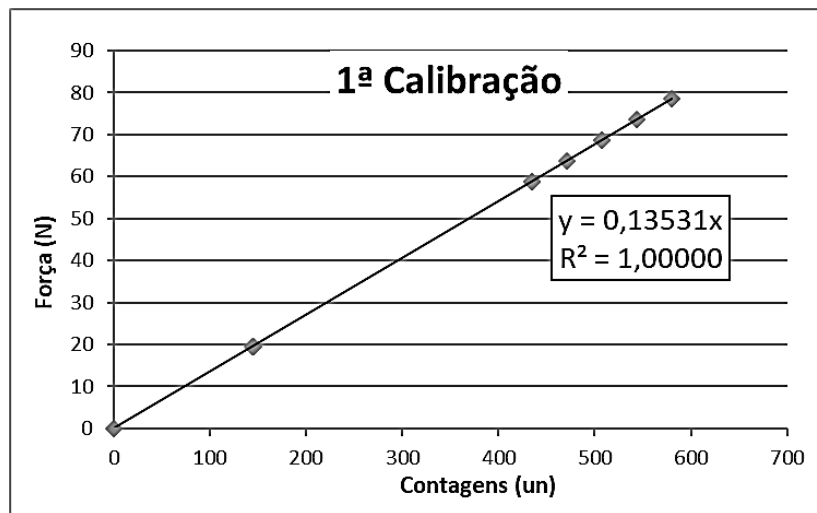


Figura A.2. Resultado da calibração ciclo 1

## II) CALIBRAÇÃO DO TRANSDUTOR DE DEFORMAÇÃO AXIAL

Para a calibração do transdutor de deformação axial, montou-se a câmara triaxial completa, com água, acoplado o pistão e os parafusos, de maneira padrão aos ensaios utilizados. O procedimento consistiu em aplicar 10 deslocamentos aleatórios no prato da prensa, ora ascendente, ora descendente; medir a altura que o prato se encontrava da base da prensa, com um paquímetro de precisão 0,05mm e anotar o número de contagem fornecido pela máquina. Foi observado que a constante antiga fornecia valores de deslocamentos verticais maiores que os reais, logo a nova constante deveria ser menor.

O procedimento foi realizado três vezes e o gráfico de Paquímetro x Contagem para uma calibração encontra-se na Figura A.3. O coeficiente de correlação de ambos os gráficos foi considerado satisfatório, por isso optou-se por utilizar a média aritmética para determinar a constante a ser utilizada. A diferença entre as três tentativas pode ser explicada pela resolução do paquímetro, que é de 0,05mm. A Tabela A.2 apresenta um resumo dos resultados e o valor da constante média obtida.

Tabela A.2. Cálculo da constante de calibração do transdutor de deformação axial

Ciclo	Constante	R <sup>2</sup>	Média	Desvio padrão	Diferença
1	0,001188	0,9999288	0,0012153	2,75022E-05	2,73E-05
2	0,001243	0,9996372			-2,77E-05
3	0,0012149	0,9991787			4E-07

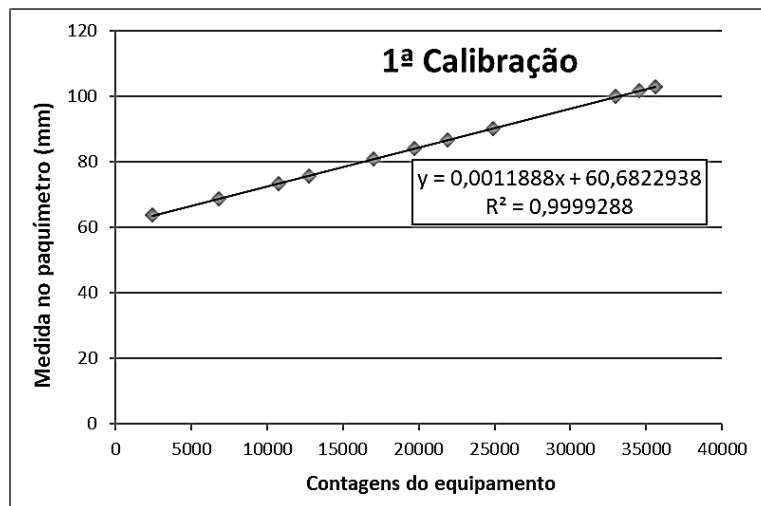


Figura A.3. Calibração deslocamento axial - 1ª tentativa

### III) CALIBRAÇÃO DOS MEDIDORES DE VOLUME

Para calibração dos medidores de volume dos módulos FlowTracII foi necessário apenas uma proveta graduada e água destilada.

Iniciava-se o procedimento com um volume de água na proveta conhecido (por exemplo, 50mL) e anotava-se o volume indicado no visor do aparelho e o número de contagens. Aplicava-se um fluxo de saída no equipamento até preencher 5mL da proveta e anotava-se o volume (que deveria ser 5cm<sup>3</sup>) e contagem correspondente no visor. Aplicava-se em torno de 5 fluxos de saída e 5 fluxos de entrada, ou seja, cerca de 25 cm<sup>3</sup> saiam do equipamento e depois 25 cm<sup>3</sup> retornavam ao equipamento.

Para cada módulo FlowTracII (Poropressão e pressão confinante) foram realizados 3 ciclos de enchimento e esvaziamento, e foi utilizada a constante média. Nas Figuras A.4 e A.5 estão apresentados os gráficos resultantes do Ciclo 2 de cada módulo, e nas Tabelas A.3 e A.4 o resultado de cada ciclo bem como o cálculo da constante de cada módulo.

Observou-se ainda que a constante de calibração de fábrica, sugerida pela GeoComp é de 0,0005366, valor igual à média entre as duas constantes obtidas. Porém, optou-se por utilizar as constantes obtidas no procedimento descrito aqui.

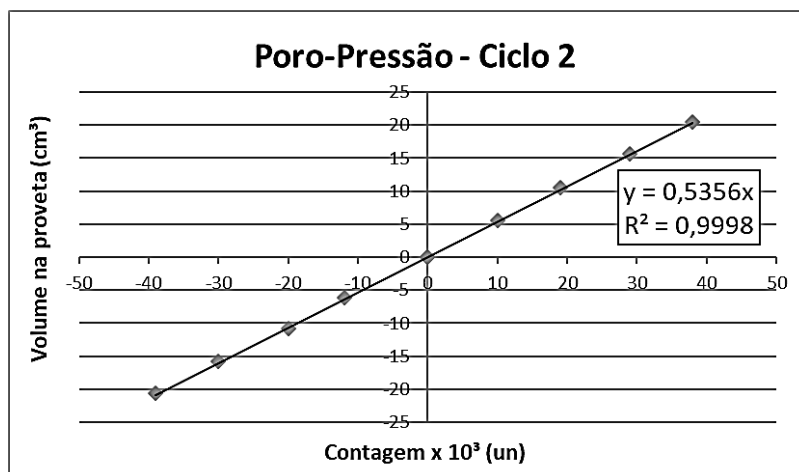


Figura A.4. Ciclo 2 para calibração de volume da FlowTrac II de Poro-Pressão

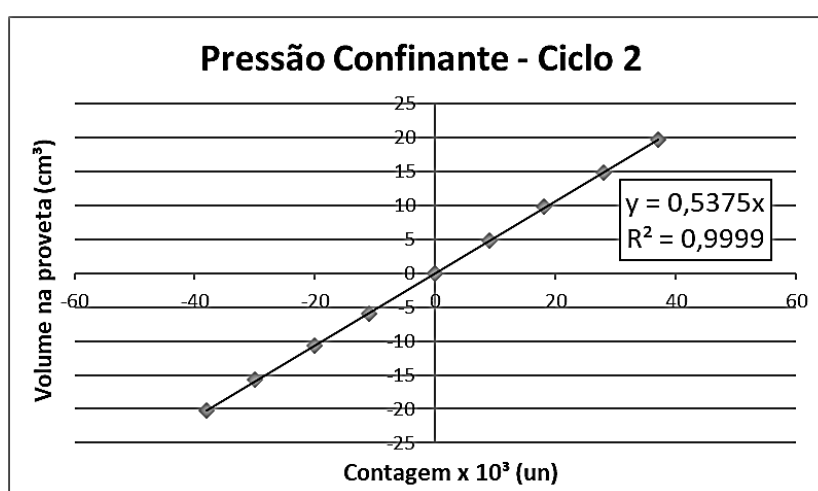


Figura A.5. Ciclo 2 para calibração de volume da FlowTracII de Pressão Confinante

Tabela A.3. Cálculo da constante de calibração para a FlowTracII de Poro-pressão

Ciclo	Constante	R <sup>2</sup>	Média	Desvio
1	0,0005352	0,9998	<b><u>0,00053566</u></b>	2E-06
2	0,00053566	0,9998		
3	0,0005391	1		

Tabela A.4. Cálculo da constante de calibração para a FlowTracII de Pressão Confinante

Ciclo	Constante	R <sup>2</sup>	Média	Desvio
1	0,0005375	0,9998	<b><u>0,0005375</u></b>	5E-06
2	0,0005322	0,9999		
3	0,0005418	0,9997		

#### IV) CALIBRAÇÃO DA CONSTANTE DA MEMBRANA

Antes do início dos ensaios foram compradas seis membranas de látex com diâmetro interno de 2". Foram escolhidas duas membranas entre as seis para serem calibradas.

O ensaio foi executado com a mesma velocidade de ensaio que foi realizada no rejeito (~0,05mm/min). Com auxílio de elásticos de látex, a membrana foi fixada na base e topcap utilizados nos ensaios com o solo. Além disso, foi utilizado a mesma célula de carga com o acoplador para o pistão, com ele preso e rosqueado no cap. Dessa forma, determinou-se o comportamento de tração na membrana com as mesmas condições do ensaio, exceto a pressão confinante da água.

O ensaio foi realizado na LoadTrac o qual, por meio da aquisição eletrônica de dados, gerou um gráfico de Força x Deslocamento. Afim de conferir os resultados do equipamento, elaborou-se uma aquisição de dados manual: com uma caneta permanente preta, fez-se marcações de comprimento inicial da membrana, e fixou-se ao lado desta uma escala graduada. À medida que o ensaio ocorria, eram lidos visualmente a deformação da membrana e o valor de carga no visor da máquina. Com o auxílio de um cronômetro, pode-se saber o tempo exato de leitura para ser comparado depois com o resultado automático da máquina.

Como algumas membranas de látex foram utilizadas para mais de um ensaio triaxial de extensão desta pesquisa, optou-se por verificar se a constante do material era modificada após sua utilização. Para isso, foi também ensaiada uma membrana que foi utilizada em 3 ensaios diferentes.

A fórmula utilizada para o cálculo de tensão na membrana foi:

$$\sigma_m = \frac{F_m}{\pi \cdot D \cdot t}$$

Onde,

$F_m$  é a força lida na célula de carga (N)

$D$  é o diâmetro inicial da membrana, que vale 2" (50,8mm)

$t$  é a espessura da membrana, que vale 0,012" (0,3048 mm)

$\sigma_m$  é a tensão axial na membrana

O cálculo da deformação axial foi:

$$\varepsilon_a = \frac{(Desl1 - Desl2)}{L_0}$$

Onde,

$\varepsilon_a$  é a deformação axial da membrana

$Desl1 - Desl2$  é o deslocamento aplicado pela máquina (ou medido visualmente pela régua)

$L_0$  é o comprimento inicial da membrana (ou o valor marcado inicialmente com caneta preta)

A Figura A.6 mostra o gráfico resultante da primeira calibração (máquina e visual). As oscilações são devido à precisão de medida da célula de carga (0,1354N). Percebe-se que houve pouca diferença entre os valores automáticos e os valores visuais, por isso, os outros ensaios foram realizados apenas automaticamente. A Tabela A.5 apresenta o resultado dos três ensaios. Foi utilizada a média entre eles.

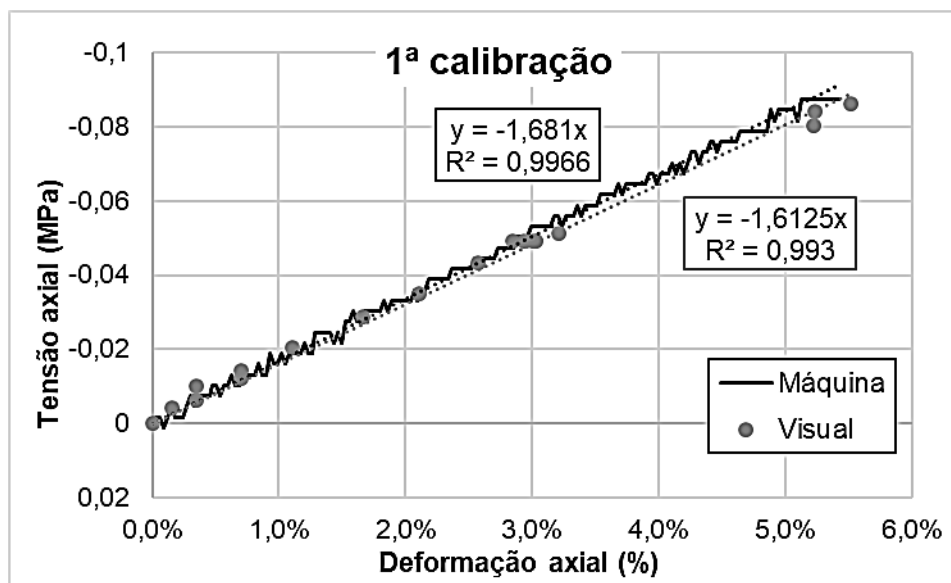


Figura A.6. Resultado para a 1ª calibração da membrana de látex – máquina e visual

Tabela A.5. Resumo dos resultados da calibração da membrana

Calibração	Módulo de Elasticidade (MPa)	R <sup>2</sup>	Média
1	1,681	0,9921	1,668 MPa
2	1,671	0,9850	
3 (usada)	1,651	0,9903	

A Figura A.7 mostra a primeira membrana sendo ensaiada. Nesta imagem pode-se observar o conjunto montado para o ensaio (elásticos, pistão e célula de carga), além das marcações na membrana, régua para leitura visual e cronômetro.

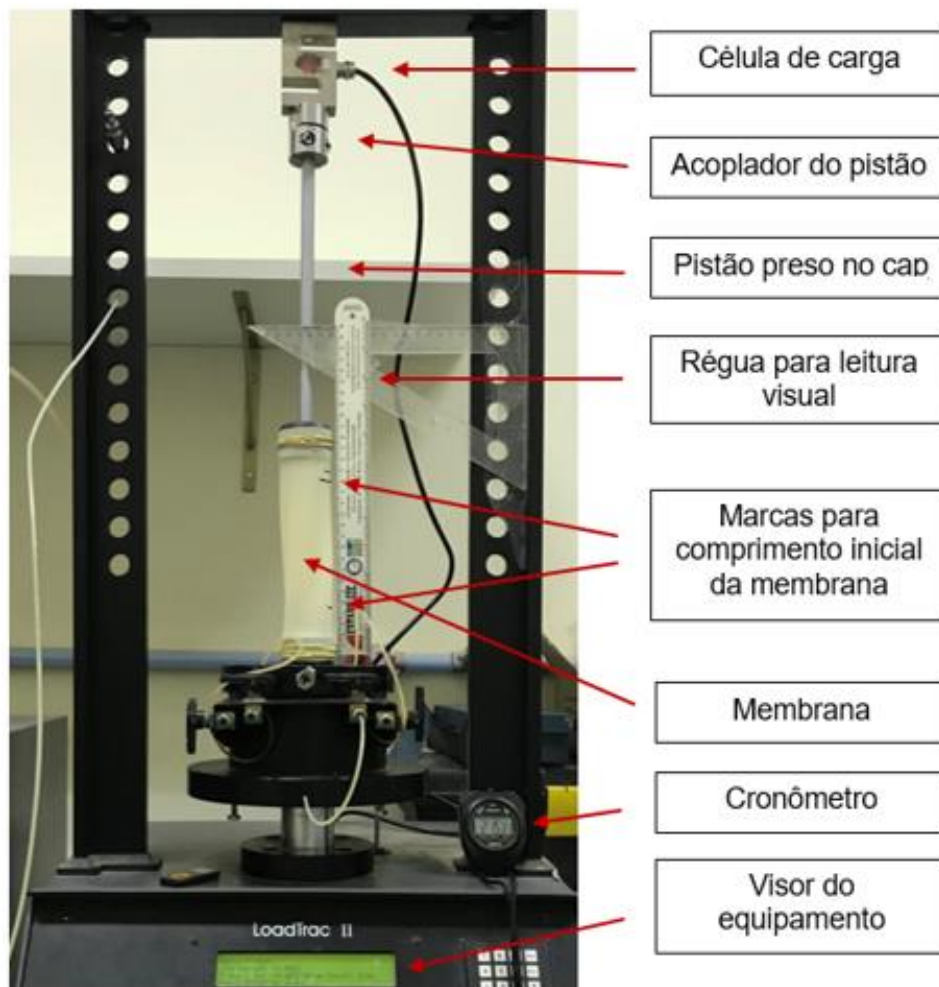


Figura A.7. Ensaio de tração na membrana de látex

## ANEXO B – CORREÇÃO DO EFEITO DA REFRAÇÃO ÓPTICA

Como o ensaio é realizado dentro de uma câmara de acrílico preenchida com água, a imagem registrada pela câmera fotográfica (e também observada pelo olho humano) está distorcida devido à refração. Quando um raio de luz muda de meio de propagação, há variação da velocidade de propagação e pode ocorrer mudança de direção que, segundo a física ótica, é o fenômeno de refração.

Quando um raio de luz atinge uma superfície entre dois meios, 1 e 2, com um ângulo  $\theta_1$  medido com a reta normal ao ponto de contato, o ângulo do feixe de luz no meio 2,  $\theta_2$ , é calculado de acordo com a Lei de Snell:

$$\text{sen } \theta_1 \cdot n_1 = \text{sen } \theta_2 \cdot n_2$$

Mesmo a superfície de separação entre os dois meios sendo curvilínea (câmara de acrílico) a superfície verdadeira de refração é retilínea. Como ilustrado na Figura B.1, a refração na interface esférica acontece não no ponto real de contato com a superfície cilíndrica, mas no plano tangente ao vértice (V) da superfície cilíndrica, perpendicular ao eixo óptico. E a direção normal (N) à superfície neste ponto é definida pela linha formada entre o ponto de contato (P) entre esta superfície, o raio de luz incidente e o centro de curvatura da superfície (C).

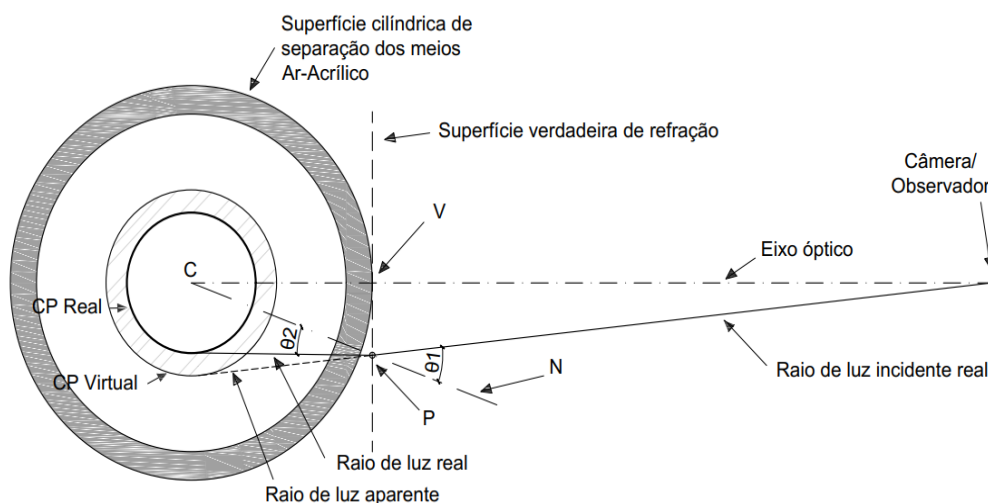


Figura B.1. Representação da primeira refração em superfície cilíndrica entre os meios ar/acrílico



A seguir, estão explicados os cálculos realizados tanto para as distorções no plano horizontal, quanto as distorções no plano vertical.

- ***Cálculo da refração no plano horizontal***

Como o diâmetro do corpo de prova varia com o decorrer do ensaio, deve-se calcular a deformação que ocorre para cada valor de diâmetro, já que o ângulo em relação ao observador será diferente.

Sabe-se, verdadeiramente, que a imagem captada pelo observador é gerada pelo raio de luz que vem do objeto, ou seja, um raio de luz que percorre o caminho inverso ao explicado acima. Porém, como o sentido do raio de luz não importa para o observador, o cálculo na direção observador => objeto é simplificado.

Os cálculos tiveram o objetivo de, a partir de um valor de raio determinado pela imagem ( $R_{\text{virtual}}$ ), determinar o valor do raio real do corpo de prova ( $R_{\text{real}}$ ).

Como o observador considera o raio de luz linear e num único sentido, tem-se um raio de luz ligando o observador à um ponto tangente à imagem virtual do corpo de prova, fazendo um ângulo  $\theta_0$  com o eixo de simetria do conjunto.

Entre os meios ar/acrílico, o raio de luz incide na superfície externa do acrílico com um ângulo  $\theta_1$  e refrata com um ângulo de  $\theta_2$ .

Entre os meios acrílico/água, o raio de luz incide na superfície interna do acrílico com um ângulo  $\theta_3$  e refrata para a água com um ângulo de  $\theta_4$ .

O raio de luz permanece com  $\theta_4$  até encontrar o corpo de prova real.

Dentro da parede de acrílico, como esta é cilíndrica e com espessura considerável, deve-se considerar dois planos de refração: um relacionado à primeira curvatura, mais externa, e outro relacionado a segunda curvatura, mais interna.

A seguir tem-se a explicação para o procedimento gráfico e o procedimento matemático/analítico utilizados para a determinação do raio real do corpo de prova ( $R_{\text{real}}$ ) a partir do conhecimento do raio virtual do corpo de prova ( $R_{\text{virtual}}$ ) e geração dos gráficos, sabendo-se a distância entre o foco da câmara e o acrílico ( $L_c$ ), o raio interno ( $R_i$ ) e o raio externo ( $R_e$ ) da câmara de acrílico. É necessário conhecer também os índices de refração dos meios físicos do problema, que no caso são os da água ( $n_{\text{agua}}$ ), ar ( $n_{\text{ar}}$ ) e acrílico ( $n_{\text{acrílico}}$ ). Um resumo dos dados de entrada do cálculo encontra-se na Tabela B.1.

Tabela B.1. Dados de entrada para o cálculo de refração no plano horizontal

<i>Re</i>	66,88 mm
<i>Ri</i>	57,23 mm
<i>Lc</i>	970 mm
$\eta_{agua}$	1,3321
$\eta_{ar}$	1,0003
$\eta_{acrílico}$	1,4900

### **Procedimento gráfico:**

Este procedimento basicamente consistiu em modelar o problema em escala no software AutoCAD. A distância horizontal entre o observador (câmera fotográfica) e a superfície da câmara de acrílico (*Lc*) eram conhecidas e as dimensões da câmara de acrílico também. O centro da câmara de acrílico coincide com o centro do corpo de prova, e, conseqüentemente, com o centro da imagem virtual do corpo de prova.

A partir daí, os passos seguintes realizados diretamente no programa foram:

- 1) Desenhava-se um círculo concêntrico à câmara de acrílico com um valor de raio virtual para o CP ( $R_{virtual}$ );
- 2) Desenhava-se uma linha que iniciava no ponto do observador e tangenciava a imagem virtual do CP;
- 3) Determinava-se o ponto de contato com a superfície de refração da parede externa da câmara de acrílico (sobre a reta S1) e desenhava-se a reta normal a este ponto, N1;
- 4) Media-se o ângulo incidente entre ar/acrílico  $\theta_1$ ;
- 5) Calculava-se o ângulo refratado,  $\theta_2$ :  $\text{sen } \theta_1 \cdot n_{ar} = \text{sen } \theta_2 \cdot n_{acrílico}$ ;
- 6) Desenhava-se um raio de luz com o ângulo  $\theta_2$  em relação à reta N1 até interceptar a superfície de refração da parede interna da câmara de acrílico (reta S2) e desenhava-se a reta normal a este ponto, reta N2;
- 7) Media-se o ângulo incidente entre acrílico/água  $\theta_3$ ;
- 8) Calculava-se o ângulo refratado,  $\theta_4$ :  $\text{sin } \theta_3 \cdot n_{acrílico} = \text{sin } \theta_4 \cdot n_{água}$ ;
- 9) Desenhava-se um raio de luz com o ângulo  $\theta_4$  em relação a N2, prolongado até tangenciar um círculo concêntrico à câmara de acrílico e ao CP virtual (Este círculo representa o CP real);
- 10) Media-se o valor do raio do CP real;
- 11) Determinava-se o par: ( $R_{virtual}$ ,  $R_{real}$ );

12) Repetia-se este procedimento para um valor de  $R_{virtual}$  diferente.

Este procedimento foi realizado para valores de  $R_{virtual}$  de: 20,0mm, 22,5mm, 25,0mm, 27,5mm, 30,0mm, 32,5mm e 35,0mm.

A Figura B.2 apresenta o gráfico resultante deste procedimento. A razão entre o  $R_{virtual}$  e o  $R_{real}$  encontrada foi de 1,3306.

A Figura B.3 apresenta o modelo utilizado (a distância entre o observador e a câmara de acrílico foi reduzida na imagem para melhor apresentação) e as variáveis envolvidas.

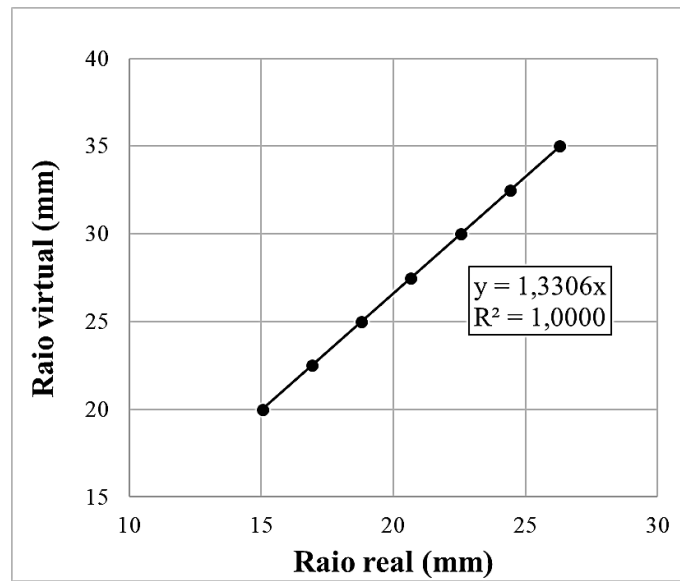


Figura B.2. Relação entre o raio virtual e o raio real determinado graficamente

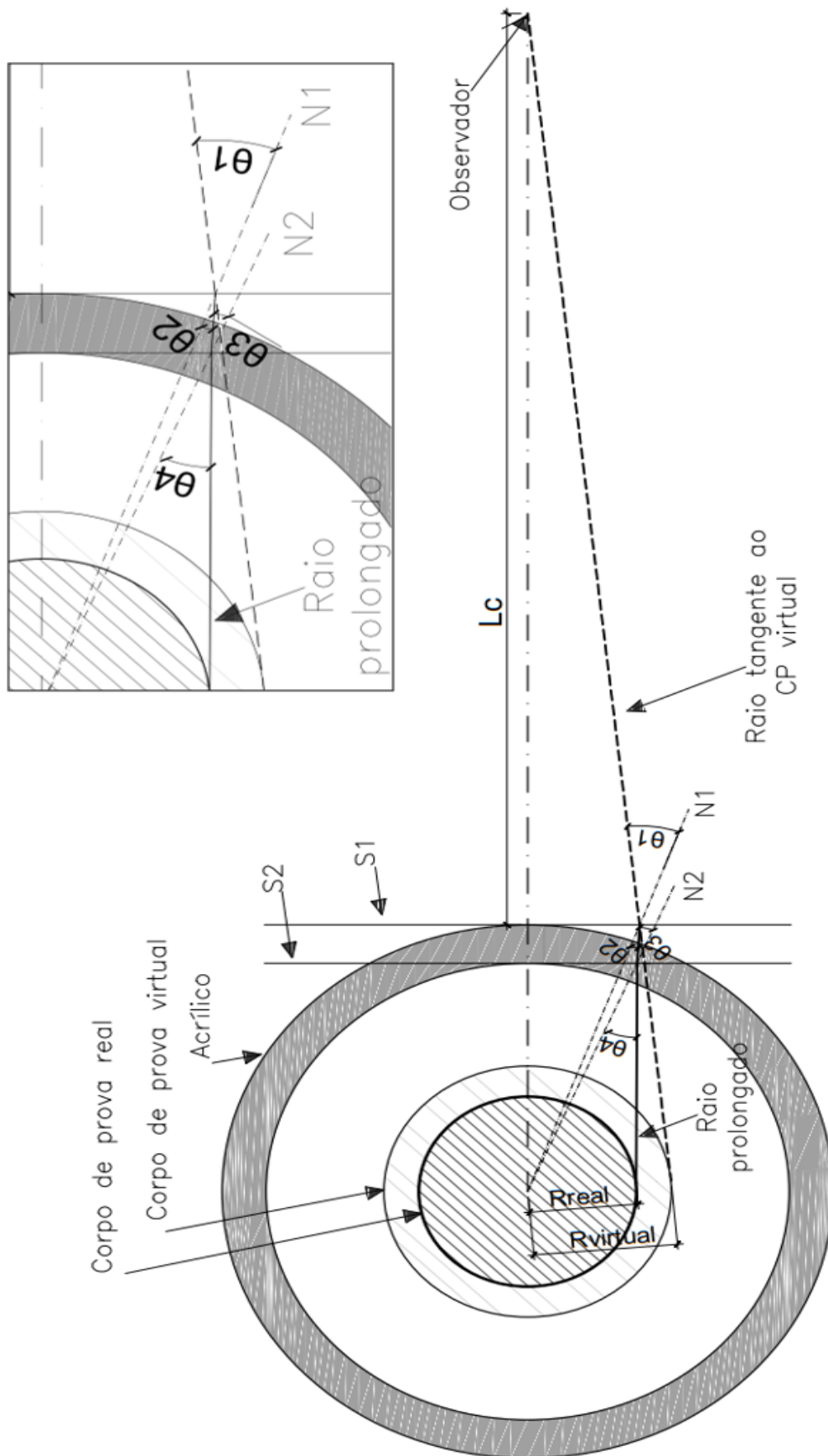


Figura B.3. Modelo utilizado para o processo gráfico

### **Procedimento matemático:**

Neste procedimento, foi utilizado o mesmo modelo no AutoCAD utilizado anteriormente mas, ao invés de medir diretamente o raio real, optou-se por utilizar relações trigonométricas para determinar as equações e a sequência de cálculo que irá fornecer o valor do raio real a partir de um raio virtual.

A Figura B.5 apresenta o mesmo modelo utilizado anteriormente, porém com as novas variáveis utilizadas no cálculo. A Figura B.6 é apenas uma ampliação do que ocorre dentro da parede de acrílico. A sequência de cálculo utilizada e implementada numa planilha foi:

- 1) Calcular  $L_{total}$ :

$$L_{total} = L_c + R_e$$

- 2) Calcular o  $\theta_0$  (ângulo entre o eixo de simetria do conjunto e o raio de luz que sai do observador):

$$\theta_0 = \sin^{-1} \left( \frac{R_{virtual}}{L_{total}} \right)$$

- 3) Calcular X:

$$X = \tan \theta_0 \cdot L_c$$

- 4) Calcular os valores auxiliares de  $y_{total}$ ,  $y_1$  e  $y_2$ :

$$y_{total} = \sqrt{L_{total}^2 - R_{virtual}^2}$$

$$y_2 = \sqrt{L_c^2 + X^2}$$

$$y_1 = y_{total} - y_2$$

- 5) Calcular  $\theta_7$  (ângulo auxiliar):

$$\theta_7 = \tan^{-1} \left( \frac{X}{R_e} \right)$$

- 6) Calcular  $\theta_1$  (ângulo incidente entre ar/acrílico):

$$\theta_1 = \theta_0 + \theta_7$$

- 7) Calcular  $\theta_2$  (ângulo refratado entre ar/acrílico):

$$\sin \theta_1 \cdot n_{ar} = \sin \theta_2 \cdot n_{acrílico}$$

8) Calcular  $\theta'_2$  (ângulo auxiliar):

$$\theta'_2 = \theta_1 - \theta_2$$

9) Calcular  $\theta_6$  (ângulo entre as duas normais N1 e N2):

$$y''_1 = \frac{(Re - Ri)}{\cos(\theta'_2 - \theta_0)}$$

$$c = y''_1 \cdot \sin \theta_2$$

$$\theta_6 = 2 \cdot \sin^{-1}\left(\frac{c}{\left(\frac{Re+Ri}{2}\right)}\right)$$

Obs: i)  $y''_1$  é o comprimento do raio de luz dentro da parede de acrílico;

ii)  $c$  é a corda referente ao arco de círculo formado pelas duas retas normais;

iii) o valor do raio deste arco é variável para cada valor de  $R_{virtual}$ , mas optou-se por considerar a média  $\frac{Re+Ri}{2}$ . Foi verificado que quanto maior o  $R_{virtual}$ , maior é o raio do arco formado pelas duas retas normais.

10) Calcular  $\theta_3$  (ângulo incidente acrílico/água):

$$\theta_3 = \theta_6 + \theta_2$$

11) Calcular  $\theta_4$  (ângulo refratado acrílico/água):

$$\sin \theta_3 \cdot n_{acrílico} = \sin \theta_4 \cdot n_{agua}$$

12) Calcular  $\Delta R_1$  (parcela referente ao desvio do raio sofrido dentro do acrílico):

$$y'_1 = \frac{(Re - Ri)}{\cos(\theta_0)}$$

$$\Delta R_1 = \frac{y'_1 \cdot \sin \theta'_2}{\sin(90 - \theta'_2 + \theta_0)}$$

13) Calcular  $\theta_F$  (ângulo do raio quando sai do acrílico com a direção do raio inicial)

$$\theta_F = \theta'_2 - (\theta_4 - \theta_3)$$

14) Calcular  $\Delta R_2$  (parcela referente ao desvio do raio sofrido depois de passar pelo acrílico):

$$\Delta R_2 = (y_1 - y'_1) \cdot \tan \theta_F$$

15) Calcular  $R_{real}$ :

$$R_{real} = R_{virtual} - \Delta R_1 - \Delta R_2$$

Com essa sequência de cálculos pode-se determinar para diferentes valores de raio real de corpo de prova,  $R_{cp}$ , qual será o raio da imagem devido o fenômeno de refração.

A Figura B.4 apresenta o gráfico resultante deste procedimento. A razão entre o  $R_{virtual}$  e o  $R_{real}$  encontrada foi de 1,3301.

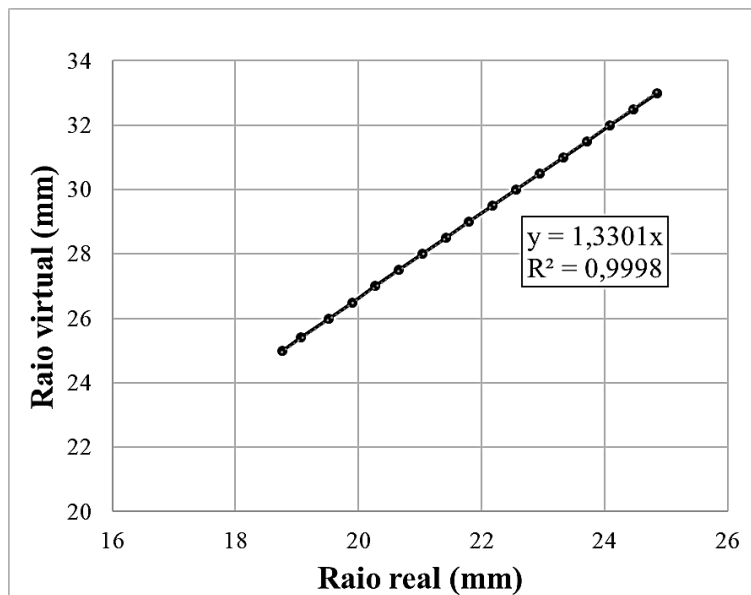


Figura B.4. Relação entre o raio virtual e o raio real determinado matematicamente

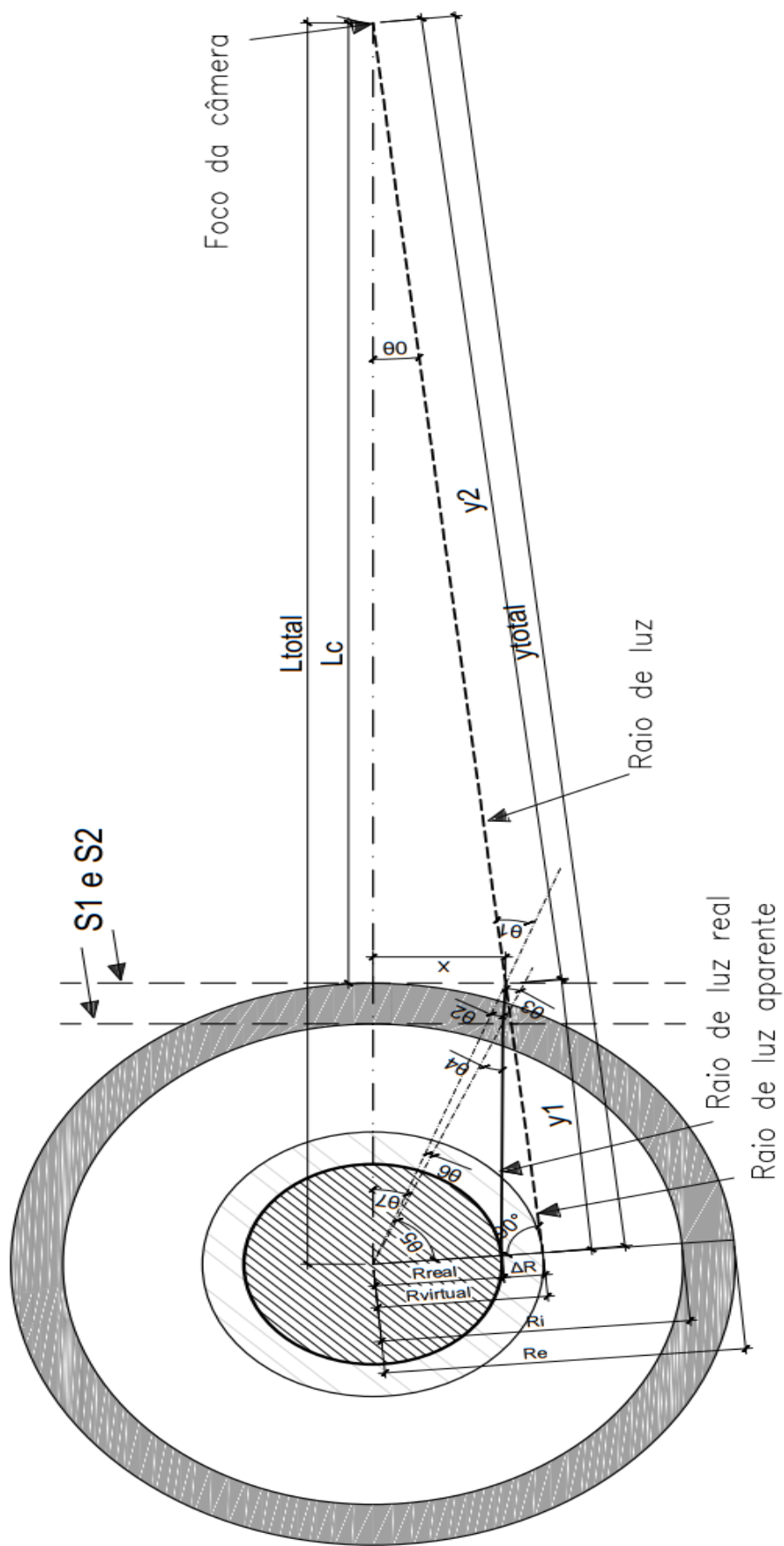


Figura B.5. Refração no plano horizontal



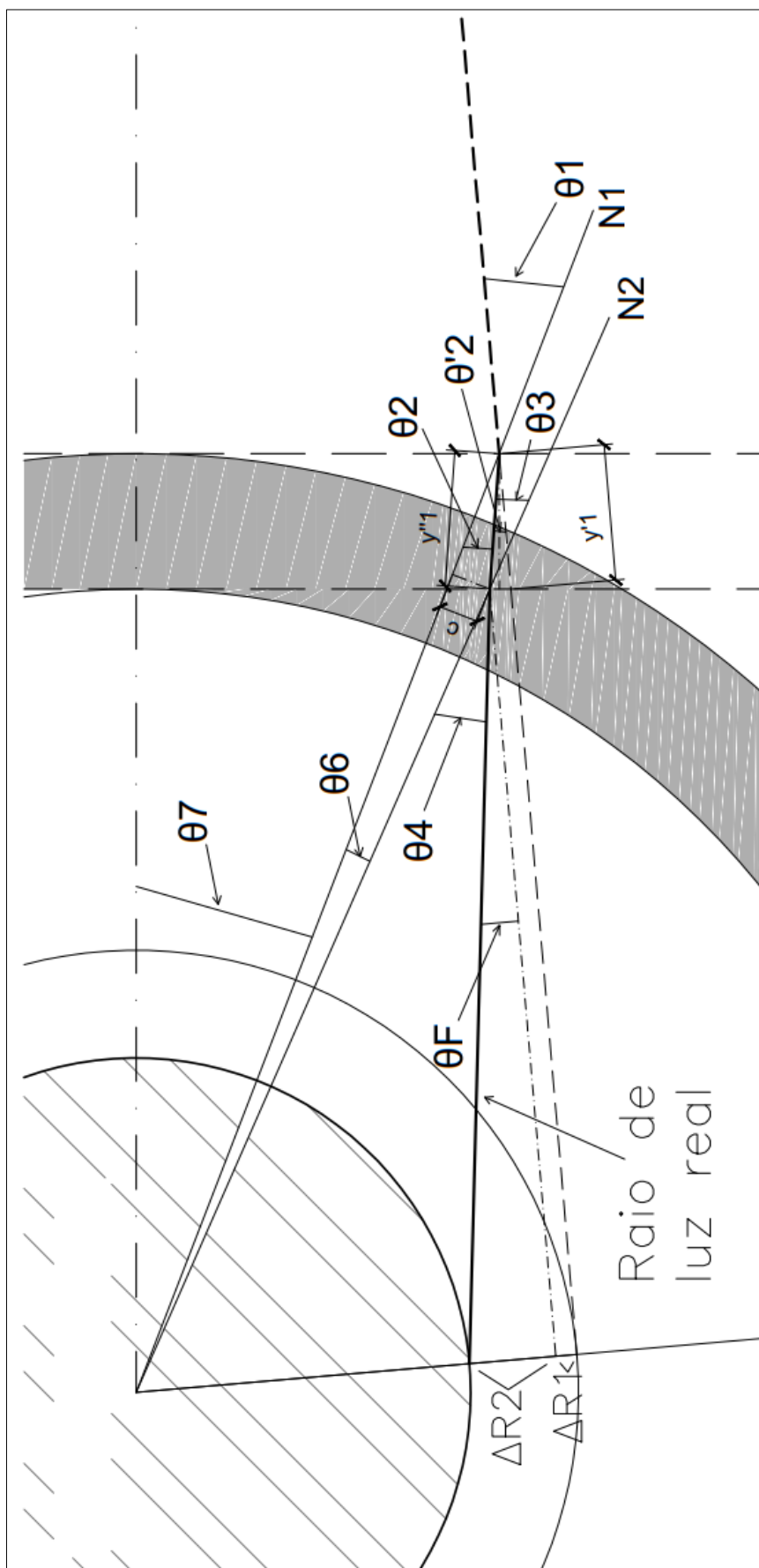


Figura B.6. Zoom da refração na parede cilíndrica do acrílico

- ***Cálculo da refração no plano vertical***

A Figura B.8 apresenta um esquema que relaciona à posição entre câmera fotográfica e célula triaxial no plano vertical, que passa pelo centro do CP. Neste caso a parede de acrílico é considerada como uma superfície plana, ao invés de esférica como no caso anterior. Como a câmera fotográfica (o observador), está posicionada no centro vertical do corpo de prova, o raio de luz que une o observador à extremidade superior da imagem do corpo de prova não é perpendicular à superfície de interface entre ar/acrílico/água. Portanto, haverá também um efeito de refração.

- O ângulo que o raio de luz faz com a horizontal é  $\theta_0$  e será o mesmo com a normal da superfície do acrílico ( $\theta_1$ ).
- A primeira refração ocorre ao entrar na parede de acrílico, com o ângulo refratado de  $\theta_2$ .
- Ao sair da parede de acrílico o raio sofre a segunda refração, com o ângulo de refração agora de  $\theta_3$ .
- O raio de luz segue com inclinação  $\theta_3$  até encontrar o ponto superior da altura do corpo de prova.

A seguir, tem-se as equações e a sequência de cálculos utilizada neste caso. O objetivo é, a partir de um valor de altura de imagem do corpo de prova ( $H_{\text{virtual}}$ ), determinar a altura real do corpo de prova ( $H_{\text{real}}$ ). Para isso, deve-se determinar a variação de altura virtual ( $\Delta H$ ) que a refração causa ao corpo de prova.

Os dados de entrada do problema, resumidos na Tabela B.2 e são: a distância entre o foco da câmara e o acrílico ( $L_c$ ); o raio interno ( $R_i$ ) e o raio externo ( $R_e$ ) da câmara de acrílico; os índices de refração dos meios físicos do problema, ( $n_{\text{água}}$ ,  $n_{\text{ar}}$ ,  $n_{\text{acrílico}}$ ) e, neste caso específico, o raio inicial do CP ( $R_{cp}$ ).

Tabela B. 2. Dados de entrada para o cálculo de refração no plano vertical

$R_e$	66,88 mm
$R_i$	57,23 mm
$L_c$	970 mm
$R_{cp}$	25,00 mm
$n_{\text{água}}$	1,3321
$n_{\text{ar}}$	1,0003
$n_{\text{acrílico}}$	1,4900

1) Cálculo do  $\theta_0 = \theta_1$

$$\theta_0 = \tan^{-1} \left( \frac{H_{virtual}/2}{L_C + R_e - R_{real}} \right)$$

2) Cálculo de  $\theta_2$

$$\sin \theta_1 \cdot n_{ar} = \sin \theta_2 \cdot n_{acrilico}$$

3) Cálculo de  $\theta_3$

$$\sin \theta_2 \cdot n_{acrilico} = \sin \theta_3 \cdot n_{agua}$$

4) Cálculo de  $\Delta h'_{total}$

$$\Delta h'_{total} = (R_e - R_{cp}) \cdot \tan \theta_0$$

5) Cálculo de  $\Delta h_1$  e  $\Delta h_2$

$$\Delta h_1 = (R_e - R_i) \cdot \tan \theta_2$$

$$\Delta h_2 = (R_i - R_{cp}) \cdot \tan \theta_3$$

6) Cálculo de  $\Delta H$

$$\Delta H = \Delta h'_{total} - (\Delta h_1 + \Delta h_2)$$

7) Cálculo de  $H_{cp}$

$$H_{real} = H_{virtual} - 2\Delta H$$

A Figura B.7 apresenta o gráfico resultante deste procedimento. A razão entre o  $H_{virtual}$  e o  $H_{real}$  encontrada foi de 1,0118.

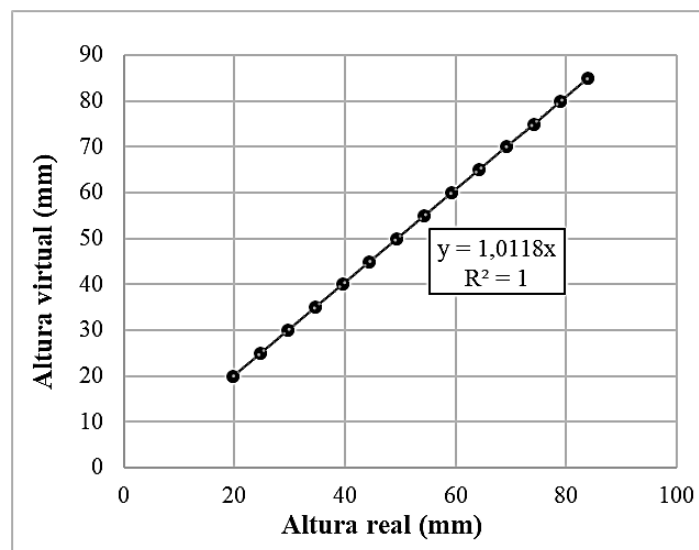


Figura B.7. Relação entre altura virtual e altura real do CP

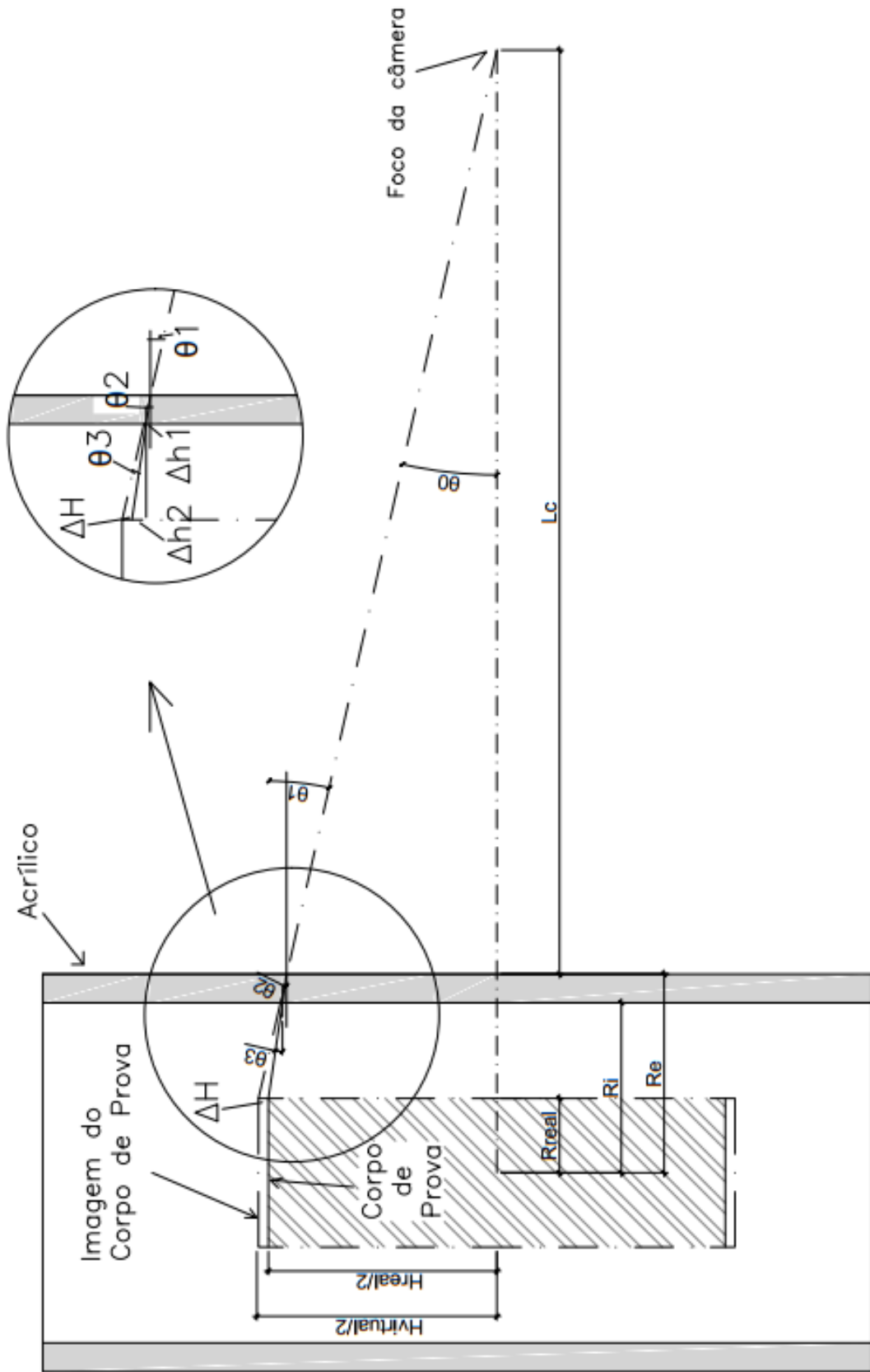


Figura B.8. Refração no plano vertical