

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO
INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM GEOLOGIA

SIMULAÇÃO DO PROCESSO DE QUEDA DE BLOCOS EM ENCOSTAS
COM APLICAÇÃO DA MECÂNICA DO CONTATO E DO MÉTODO DOS
ELEMENTOS DISCRETOS

Rafael Silva Ribeiro

Rio de Janeiro
Abril de 2013



UFRJ

SIMULAÇÃO DO PROCESSO DE QUEDA DE BLOCOS EM ENCOSTAS COM
APLICAÇÃO DA MECÂNICA DO CONTATO E DO MÉTODO DOS ELEMENTOS
DISCRETOS

Rafael Silva Ribeiro

Tese de Doutorado submetida ao Programa de Pós-graduação em Geologia, Instituto de Geociências, da Universidade Federal do Rio de Janeiro – UFRJ, como requisito necessário à obtenção do grau de Doutor em Ciências (Geologia).

Orientadores:

Emílio Velloso Barroso

Eurípedes do Amaral Vargas Júnior

Rio de Janeiro
Abril de 2013

SIMULAÇÃO DO PROCESSO DE QUEDA DE BLOCOS EM ENCOSTAS COM
APLICAÇÃO DA MECÂNICA DO CONTATO E DO MÉTODO DOS ELEMENTOS
DISCRETOS

Rafael Silva Ribeiro

Orientadores: Emílio Velloso Barroso
Eurípedes do Amaral Vargas Júnior

Tese de Doutorado submetida ao Programa de Pós-graduação em Geologia, Instituto de Geociências, da Universidade Federal do Rio de Janeiro - UFRJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Ciências (Geologia).

Aprovada por:

Presidente: Dra. Helena Polivanov (UFRJ)

Dra. Andrea Ferreira Borges (UFRJ)

Dr. Frederico Garcia Sobreira (UFOP)

Dr. Nelson Ferreira Fernandes (UFRJ)

Dra. Raquel Quadros Velloso (PUC-Rio)

Rio de Janeiro
Abril de 2013

Ribeiro, Rafael Silva.

Simulação do processo de queda de blocos em encostas com aplicação da mecânica do contato e do método dos elementos discretos / Rafael Silva Ribeiro – 2013.

xxii, 265 p.: il.; 30 cm.

Tese (Doutorado em Geologia) – Universidade Federal do Rio de Janeiro, Instituto de Geociências, Departamento de Geologia, Rio de Janeiro, 2013.

Orientadores: Emílio Velloso Barroso, Eurípedes do Amaral Vargas Júnior.

1. Geologia. 2. Geologia de Engenharia e Ambiental – Tese de Doutorado.

I. Barroso, Emílio Velloso; Vargas Júnior, Eurípedes do Amaral (Orient.) II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Instituto de Geociências, Departamento de Geologia, Programa de Pós-Graduação em Geologia. III. Simulação do processo de queda de blocos em encostas com aplicação da mecânica do contato e do método dos elementos discretos.

Dedico este trabalho aos meus pais Nilma e Francisco, as minhas irmãs Renata e Robertha e as minhas tias Helena, Nina e Rosane.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente agradeço aos meus orientadores professores Emílio Barroso e Eurípedes Vargas pela colaboração e atenção dada durante todo o processo de construção e aperfeiçoamento da tese. Também tenho de agradecer as sugestões apresentadas por eles durante esse período, o que contribuiu para o enriquecimento do trabalho.

A professora Helena Polivanov pela ajuda na retirada dos blocos indeformados de solo. Também tenho de agradecer-lá pela preciosa ajuda na interpretação dos resultados dos difratogramas de raios-X.

A professora Andrea Borges pela atenção nos momentos de dúvidas acerca de alguns tópicos da tese e pela possibilidade de realização dos ensaios de sucção com o papel filtro, cisalhamento direto e caracterização no Laboratório de Solos.

A professora Mônica Moncada do laboratório da PUC-Rio por toda atenção e gentileza durante a realização dos ensaios triaxiais de solo.

Ao doutor Rafael Sathler do Laboratório de Mineralogia de Argilas por ter explicado atenciosamente o processo de preparação das lâminas de argila e o ensaio de sucção com o papel filtro. Também destaco sua colaboração nas retiradas de amostras de solo e rocha da área de estudo, bem como na realização dos ensaios triaxiais.

Ao pesquisador José Duarte Correia do IBGE pela paciência e boa vontade na explicação das técnicas de DGPS adotadas nessa tese e no processamento dos dados posteriores à sua aquisição.

Ao engenheiro Erick por ter autorizado a realização dos ensaios de compressão simples nas dependências do CENPES.

Ao funcionário do CENPES Marcus Soares pela atenção despendida ao longo dos ensaios de compressão simples de rocha.

Ao geólogo Thiago Álvaro e ao geógrafo Cristiano de Souza pela disponibilidade nas idas ao campo sempre que necessário para retirada dos blocos de solo e rocha do Bairro da Glória.

A engenheira Raquel Velloso por ter me ensinado com toda paciência e atenção o manuseio do PFC-3D.

Tenho de agradecer aos geólogos Bruno Cruz, Francis Lima, Viviane Farroco, Vitor, Patrícia Miranda, Renan Ramos pela preciosa ajuda no levantamento topográfico realizado no Bairro da Glória.

A funcionária Maria de Fátima Cavalcanti do Laboratório de Solos pelo acompanhamento nos ensaios para caracterização do solo residual.

Ao primo Felipe Ribeiro pela grande ajuda na organização dos dados das paredes.

Por fim agradeço ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Técnico e Científico pela concessão da bolsa de Doutorado.

"Existe apenas um bem, o saber, e apenas um mal, a ignorância."

Sócrates (469 - 399 a.C.)

RESUMO

SIMULAÇÃO DO PROCESSO DE QUEDA DE BLOCOS EM ENCOSTAS COM APLICAÇÃO DA MECÂNICA DO CONTATO E DO MÉTODO DOS ELEMENTOS DISCRETOS

Rafael Silva Ribeiro

Orientadores: Emílio Velloso Barroso
Eurípedes do Amaral Vargas Júnior

Quedas de blocos são movimentos de massa de alta velocidade e de difícil previsão. No Brasil eventos relacionados à queda de blocos vêm causando danos crescentes nos últimos anos. Fatores de diferentes naturezas podem dar início ao processo de movimentação do bloco rochoso, cuja trajetória e alcance são influenciados por parâmetros intrínsecos ao bloco e à superfície de impacto. Porém, até hoje, tal relação não foi estudada minuciosamente. Tem-se como objetivo dessa tese verificar o comportamento do alcance dos blocos em relação às propriedades do bloco e da superfície topográfica. Tais propriedades são o amortecimento, a rigidez, a geometria dos blocos e o grau de saturação do solo presente na área. Além disso, é realizada uma comparação entre os alcances obtidos com os programas PFC-3D e RocFall para blocos esféricos. A área de estudo está localizada no bairro da Glória, pertencente ao município de Petrópolis (RJ), região suscetível à ocorrência de queda de blocos. No bairro da Glória foi realizado o mapeamento geotécnico, o levantamento topográfico com a técnica DGPS e a coleta de amostras das unidades geológico-geotécnicas que compõem a região. Posteriormente, através de ensaios, foram quantificadas propriedades dessas unidades, essenciais para as simulações numéricas. Tais simulações foram baseadas na mecânica do contato e no Método dos Elementos Discretos. Além disso, foram verificados os modos de movimentação assumidos pelos blocos ao longo de suas trajetórias e delimitadas as áreas do bairro da Glória suscetíveis à ocorrência de queda de blocos. A partir dos resultados obtidos, é possível concluir que os alcances dos blocos são afetados principalmente por suas geometrias e que a variação do grau de saturação do solo leva a um aumento de cerca de 20% dos alcances. No PFC 3-D os blocos atingiram distâncias maiores se comparadas com aquelas verificadas nas simulações com o RocFall.

Palavras-chave: Simulação, Queda de blocos, Método dos Elementos Discretos, Alcance.

ABSTRACT**SIMULATION OF THE PROCESS OF ROCKFALL IN SLOPES WITH APPLICATION
OF CONTACT MECHANICS AND DISCRETE ELEMENT METHOD**

Rafael Silva Ribeiro

Orientadores: Emílio Velloso Barroso
Eurípedes do Amaral Vargas Júnior

Rockfalls are high speed landslides and difficult to predict. Events related to rockfall in Brazil have been causing an increase of damage in recent years. Factors of different kinds can initiate the process of rock blocks movement, which trajectory and reach are influenced by the boulder' and the impact surface's intrinsic parameters. However, until today, this relation has not been studied thoroughly. It is assumed, as aim of this thesis, to investigate the behavior of boulders reach in relation to topographic surface and boulders' properties. Such properties are the damping, the hardness, the geometry of the boulders and the soil saturation degree, presents in the area. In addition, a comparison between the ranges obtained for spherical boulders with PFC-3D and RocFall software is made. The study area is located in neighborhood of Gloria, belonging to the municipality of Petropolis (RJ), region susceptible to rockfall events. At neighborhood of Gloria was conducted a geotechnical mapping, a topographic survey with DGPS technique and samplings of geological-geotechnical units that compose the region. Later, through testing, these units' properties, essentials to numerical simulations, were quantified. Such simulations were based on contact mechanics and in Discrete Element Method. Furthermore, boulders' movement modes along their trajectories were verified and the areas of neighborhood of Gloria susceptible to rockfall were delimited. From the results obtained, it can be concluded that the scope of the boulders are affected mainly by their geometries and the variation of soil degree of saturation leads to a range increase of about 20%. In PFC 3-D blocks achieved greater distances compared to those observed in simulations with RocFall.

Key-Words: Simulation, Rockfall, Discrete Element Method, Reach.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Queda de blocos em Vila Isabel, bairro do município do Rio de Janeiro (Foto do autor).	2
Figura 2 – Região do Distrito de Jamapar (RJ) após o acidente. (Foto: Prefeitura Municipal de Sapucaia).	3
Figura 3 – Tipologia dos movimentos de massa significativos no Estado do Rio de Janeiro de 1975 a 1999. (CPRM, 2000).	4
Figura 4 – Perdas socioeconômicas provocadas por movimentos de massa no estado do Rio de Janeiro de 1975 a 1999. (CPRM, 2000).	5
Figura 5 – Gráfico mostrando a relação entre a população e o número de movimentos de massa ocorridos nos distritos de Petrópolis entre 1960 e 1999 (Oliveira <i>et al.</i> , 2003).	6
Figura 6 – Classificação de Movimentos de Massa, com destaque para a queda de blocos (Modificado de Varnes, 1958, <i>apud</i> Rahn, 1986).	11
Figura 7 – Queda de blocos do tipo: (A) Primário; (B) Secundário.	14
Figura 8 – Três zonas típicas de uma encosta onde a queda/rolamento de blocos é ativa. (Dorren <i>et al.</i> , 2011).	15
Figura 9 – Gráfico mostrando os dados de queda de blocos registrados em Grenoble (França) para o período 1935-1995 e a linha de tendência. Dussauge-Peisser <i>et al.</i> (2002).	17
Figura 10 – Gráfico mostrando os dados de queda de blocos registrados na Califórnia (Estados Unidos) para o período 1915-1992 e a linha de tendência. Dussauge-Peisser <i>et al.</i> (2002).	17
Figura 11 – Blocos rochosos em encosta da Ilha de Hong Kong (China). O Porto de Vitória pode ser visto ao fundo (Foto: GEO; <i>apud</i> Chau <i>et al.</i> , 2003).	19
Figura 12 – Relação entre alcance e formato dos blocos. (Modificado de Chen <i>et al.</i> , 2012).	20
Figura 13 – Taludes com diferentes graus de aspereza.	21
Figura 14 – Formas de encostas. (Modificado de Parsons, 1988, <i>apud</i> Guerra <i>et al.</i> , 2011).	22
Figura 15 – Influência da inclinação da encosta no comportamento do bloco ao longo de sua trajetória (Modificado de FHWA, <i>apud</i> Hoek, 2006).	23
Figura 16– Modos de movimento do bloco: (A) tombamento; (B) deslizamento.	23
Figura 17 – Variação da predominância dos modos de movimento dos blocos rochosos em função do ângulo da encosta. (Dorren <i>et al.</i> , 2011).	24
Figura 18 – Variação da predominância dos modos de movimento dos blocos rochosos em função do ângulo da encosta. (Dorren <i>et al.</i> , 2011).	25
Figura 19 – Risco que a queda de blocos pode apresentar a: (A) reas residenciais na cidade de Atrani, Itália (Budetta e Santo, 1994); (B) Infraestrutura local (Chau <i>et al.</i> , 2002).	26
Figura 20 – Alguns dos parâmetros que influenciam na determinação de risco associado à queda de blocos (Modificado de Jaboyedoff <i>et al.</i> , 2011, <i>apud</i> Volkwein <i>et al.</i> , 2011).	28
Figura 21 – Rodovia construída num terreno montanhoso. Queda de blocos é um grande perigo sobre essas rodovias (Hoek, 2006).	29
Figura 22 – Classificação de risco sua para queda de blocos (Volkwein <i>et al.</i> , 2011).	29
Figura 23 – rea do túnel Hanekleiv onde ocorreu queda de blocos. (Mao <i>et al.</i> , 2012).	30
Figura 24 – Túnel de Guoliang, China. Em destaque um bloco praticamente segregado do maciço rochoso (Foto de autor desconhecido).	31
Figura 25 – Representação da atuação da erosão diferencial em maciço constituído por arenito e folhelho.	34
Figura 26 – Causas de mortes em pedreiras espanholas durante o período 1987-1995 (Modificado de ANEFA, 2001, <i>apud</i> Alejano <i>et al.</i> , 2008).	34

Figura 27 – Mapa de suscetibilidade de parte da ilha de Santorini. (Modificado de Antoniou e Lekkas, 2010).....	36
Figura 28 – Vista lateral da estátua de Buda em Gyoungju (Modificado de Choi <i>et al.</i> , 2009).	37
Figura 29 – Localização dos blocos e seus respectivos pesos no Castelo de Ortahisar observados do: (A) Lado Leste; (B) Lado Sul. (Modificado de Tunusluoglu e Zorlu, 2009).....	38
Figura 30 – Visão de Caramarico e dos blocos carbonáticos (Wasosky e Gaudio, 2000).....	39
Figura 31 – Alternativas de soluções propostas para taludes rochosos (GeoRio, 1999; <i>apud</i> Rocha, 2009).....	43
Figura 32 – Obra de contenção no Morro do Queimado, Rio de Janeiro (RJ) (Foto: Ary Maciel/ Revista Domingo).....	43
Figura 33 – Fragmentação de bloco rochoso por processo mecânico (GeoRio, 1999; <i>apud</i> Rocha, 2009).....	44
Figura 34 – Intervenções passivas mais utilizadas contra a queda de blocos (Spang, 1987, <i>apud</i> Hoek, 2006).....	44
Figura 35 – Localização da área de estudo no Município de Petrópolis (Ribeiro, 2008).....	47
Figura 36 – Itinerário de acesso à área de estudo (Ponto B) a partir da Ilha do Fundão (Ponto A). Modificado de Google Maps (2013).	48
Figura 37 – Visão geral do local de estudo (Foto do autor).....	49
Figura 38 – Esquema de funcionamento do GPS (Alves, 2006).....	51
Figura 39 – Representação esquemática do Geoide e do Elipsoide.	56
Figura 40 – Representação da Altitude ortométrica, Altitude elipsoidal (h) e da Ondulação Geoidal (N). (IBGE, 2009).....	57
Figura 41 – Elementos que compõem o Método DGPS (Neto, 2005).....	58
Figura 42 – Maciço rochoso (Hudson e Harrison, 1997).....	59
Figura 43 – Esquema de uma encosta que ilustra as definições de ângulo de alcance (R) e ângulo de sombra (W) (Modificado de Copons <i>et al.</i> , 2009).....	64
Figura 44 – Dados de diferentes autores relacionando o ângulo de alcance em função da porcentagem de blocos que interromperam a movimentação. A curva cinza é o melhor ajuste para a maioria dos dados. (Modificado de Jaboyedoff e Labiouse, 2011).	65
Figura 45 – Componentes da colisão de uma partícula em um plano inclinado (Modificado de Giani <i>et al.</i> , 2004).....	70
Figura 46 – Tipos de colisões: (A) Colisão Perfeitamente Elástica; (B) Colisão Perfeitamente Inelástica (Dias e Barroso, 2006).....	71
Figura 47 – Colisão parcialmente inelástica.....	71
Figura 48 – Componentes da colisão de uma partícula em um plano inclinado (Modificado de Carnevale, 1991).....	72
Figura 49 – Esquema do ensaio realizado por Wu (1985, <i>apud</i> Richards <i>et al.</i> , 2001).....	73
Figura 50 – Variação do coeficiente de restituição frente ao ângulo de impacto segundo testes feitos por Wu (1985). Modificado de Richards <i>et al.</i> (2001).	73
Figura 51 – Posição do bloco rochoso em diferentes intervalos de tempo durante o ensaio de queda <i>in situ</i> . P: Posições do bloco captadas pela câmera; S: Distância entre as posições captadas pela câmera (Giani <i>et al.</i> , 2004).....	74
Figura 52 – Gráfico de frequência <i>versus</i> tempo utilizado para o cálculo do coeficiente de restituição em laboratório. (Dias e Barroso, 2006).....	75
Figura 53 – Valores de coeficiente de restituição normal (<i>en</i>) e tangencial (<i>et</i>) de rochas e solos estimados por Wu (1985), Fornaro <i>et al.</i> (1990) e outros autores. Os valores de restituição no campo dos solos são menores que aqueles representantes da superfície rochosa (Modificado de Chau <i>et al.</i> , 2002).	76

Figura 54 – Representação da trajetória de um bloco rochoso vista do alto com indicação de W e L.....	78
Figura 55 – Modelo 3D com as posições iniciais dos blocos e a trajetória da simulação 2D. (Modificado de Chen <i>et al.</i> , 2012).	79
Figura 56 – Coeficiente de restituição versus distância nos modelos 2D e 3D. (Modificado de Chen <i>et al.</i> , 2012).	79
Figura 57 – Superfície usada na modelagem. (Modificado de Nishimura <i>et al.</i> , 2008).	80
Figura 58 – Resultados das simulações de Nishimura <i>et al.</i> (2008).	81
Figura 59 – Ferramenta <i>RocFall Analysis</i> no programa ArcScene (Charalambous e Sakellariou, 2007).	82
Figura 60 – Modelos criados por Agliardi e Crosta (2004) com suas diferentes inclinações (β).	83
Figura 61 – Simulação realizada por Wang (2009) para estudo de fragmentação devido ao impacto de um bloco esférico.	83
Figura 62 – Elemento de solo não saturado (Fredlund e Morgenstern, 1977).	84
Figura 63 – Interação entre água e partículas sólidas num solo não saturado (Hillel, 1998)...	86
Figura 64 – Relação entre a umidade relativa e a sucção total (Fredlund e Rahardjo, 1993). .	88
Figura 65 – Tensão capilar e força de aproximação entre as partículas.	89
Figura 66 – Métodos de obtenção da sucção matricial com o papel filtro em contato com o solo e total (com o papel filtro sem contato com o solo) (Modificado de Fredlund e Rahardjo, 1993).	91
Figura 67 – Curvas de calibração para dos tipos de papel filtro (Fredlund e Rahardjo, 1993).92	
Figura 68 – Curva modal de retenção de água e suas zonas identificadas.	93
Figura 69 – Variação das fases líquida, sólida e gasosa no interior do solo de acordo com os três trechos da curva de retenção de água: (A) Zona limite de entrada de ar; (B) Zona de transição e (C) Zona residual (modificado de Vanapalli <i>et al.</i> , 2006, <i>apud</i> Ferreira, 2010).	94
Figura 70 – Curva bimodal de retenção de água e suas zonas identificadas.	94
Figura 71 – Envoltória estendida de Mohr-Coulomb de um solo não saturado (Campos, 1997; <i>apud</i> Soares, 2008).	98
Figura 72 – Resultados de ensaios triaxiais para uma amostra não saturada de caulim (Khalili e Khabbaz, 1998).	98
Figura 73 – Resultados de ensaios triaxiais para uma amostra compacta de argila e areia (Khalili e Khabbaz, 1998).	99
Figura 74 – Variações de coesão e ângulo de atrito com a sucção e profundidade (Machado e Vilar, 1998).	100
Figura 75 – Variação do coeficiente de Poisson (ν) com o grau de saturação (Mendonza <i>et al.</i> , 2005 <i>apud</i> Oh e Vanapalli, 2011).	101
Figura 76 – Variação do coeficiente de Poisson (ν) com o grau de saturação para solo argiloso (Alramahi <i>et al.</i> , 2010).	101
Figura 77 – Representação esquemática da variação do módulo de Young (E) com a sucção matricial (Oh e Vanapalli, 2011).	102
Figura 78 – Modelo só com esferas (Preh, 2004; <i>apud</i> Preh e Poisel, 2008).	104
Figura 79 – Modelo esfera-parede (Fruhworth, 2004; <i>apud</i> Preh e Poisel, 2008).	105
Figura 80 – Ciclo de cálculo do programa PFC-3D (Modificado de Itasca, 1999).	106
Figura 81 – Componentes do contato esfera-esfera (Modificado de Itasca, 1999).	107
Figura 82 – Componentes do contato esfera-parede (Modificado de Itasca, 1999).	107
Figura 83 – Partes do modelo constitutivo aplicado nos contatos pelo programa.	113
Figura 84 – Contato inicial da esfera com a superfície.	114
Figura 85 – Indentação perfeitamente rígida.	116

Figura 86 – Componente normal da força de contato (Modificado de Itasca, 1999).	121
Figura 87 – Componente cisalhante da força de contato (Modificado de Itasca, 1999).	122
Figura 88 – Ligação paralela (Modificado de Itasca, 1999).	123
Figura 89 – Representação do amortecimento nos contatos esfera-esfera e esfera-parede em conjunto com o modelo de rigidez linear (Modificado de Itasca, 1999).	126
Figura 90 – Comportamento de uma esfera após o choque com uma superfície com diferentes valores de amortecimento: (A) $\beta = 0$ e (B) $\beta = 1$	127
Figura 91 – Etapas de trabalho.	128
Figura 92 – Almanaque do dia 19/05/2009.	129
Figura 93 – Estação Base Regional.	130
Figura 94 – Estação Base Local (<i>GLOR</i>).	131
Figura 95 – Pontos de coleta de solo.	132
Figura 96 – Abertura de sulcos nas laterais do bloco indeformado de solo.	133
Figura 97 – Bloco indeformado de solo sendo parafinado.	134
Figura 98 – Blocos rochosos retirados do campo.	134
Figura 99 – Projeto construído para corrigir os dados da Estação Base Local (<i>GLOR</i>).	135
Figura 100 – Projeto construído para corrigir os dados coletados na encosta através do método cinemático.	136
Figura 101 – Projeto construído para corrigir os dados coletados através do método semi-cinemático.	136
Figura 102 – Cálculo da ondulação geoidal através do <i>software</i> MAPGEO 2004 do IBGE.	137
Figura 103 – Subdivisão de parte do terreno em quadrados.	138
Figura 104 – Esquema do ensaio de cisalhamento direto de solos (Modificado de Head, 1994).	140
Figura 105 – Caixa de cisalhamento com o corpo-de-prova de solo em seu interior (Foto do autor).	140
Figura 106 – Anéis de cravação com os corpos de prova para o ensaio de sucção.	141
Figura 107 – Preparação do corpo-de-prova do ensaio triaxial para solo.	143
Figura 108 – Adição de água destilada no corpo-de-prova.	143
Figura 109 – Colocação da membrana de borracha, anéis de borracha e do <i>cap</i> superior no corpo-de-prova.	144
Figura 110 – Esquema de uma célula triaxial (Modificado de Head, 1994).	145
Figura 111 – Método de Stympson para o <i>Tilt test</i>	148
Figura 112 – Vista lateral do equipamento de <i>Tilt test</i>	149
Figura 113 – Vista frontal do equipamento de <i>Tilt test</i>	149
Figura 114 – Os cinco corpos-de-prova levados para o ensaio de compressão simples.	151
Figura 115 – Instrumentação de um dos corpos-de-prova para início do ensaio de compressão simples.	151
Figura 116 – Esquema de curva tensão-deformação resultante do ensaio de compressão simples com dois ciclos de carregamento-descarregamento (q_u = Resistência à compressão simples).	152
Figura 117 – Organização das simulações pertencentes à segunda categoria.	154
Figura 118 – Etapas metodológicas seguidas no programa PFC-3D. (Modificado do Manual do Programa PFC-3D, ITASCA).	155
Figura 119 – Bloco um esférico.	156
Figura 120 – Bloco um: empacotamento octaédrico.	158
Figura 121 – Visão frontal dos doze blocos selecionados para as simulações no PFC-3D. ...	159
Figura 122 – Visão aérea dos doze blocos selecionados para as simulações no PFC-3D.	159
Figura 123 – Bloco um: geometria real aproximada.	160
Figura 124 – Gráfico para o ajuste da altitude do bloco um.	161

Figura 125 – Paredes triangulares obtidas a partir da malha quadrada de pontos.....	162
Figura 126 – Topografia do terreno criada no PFC-3D com as paredes triangulares.	162
Figura 127 – Condição inicial do experimento. Amortecimentos (da esquerda para a direita): 0,01; 0,2 e 0,4.....	165
Figura 128 – Condição final do experimento com paredes contendo diferentes amortecimentos. Amortecimentos (da esquerda para a direita): 0,01; 0,2 e 0,4.....	165
Figura 129 – Condição final do experimento com paredes contendo diferentes rigidezes. Rigidezes (da esquerda para a direita): 10^9 , 10^5 e 10 N/m.	166
Figura 130 – Visualização das ligações normais e paralelas entre as esferas no PFC-3D....	167
Figura 131 – Visualização do modelo criado no PFC-3D.	168
Figura 132 – Composição granulométrica do solo retirado no ponto 1.....	174
Figura 133 – Composição granulométrica do solo retirado no ponto 2.....	175
Figura 134 – Carta de plasticidade com os resultados dos solos dos pontos 1 e 2.....	176
Figura 135 – Difratograma do solo da área de estudo (método do esfregaço).....	177
Figura 136 – Difratograma do solo da área de estudo (método do gotejamento).	177
Figura 137 – Curva de retenção de água do solo residual da área de estudo (Sucção matricial x Umidade Volumétrica).	178
Figura 138 – Curva de retenção de água do solo residual da área de estudo (Sucção matricial x Umidade Gravimétrica).	179
Figura 139 – Curva de retenção de água do solo residual da área de estudo (Sucção matricial x Grau de Saturação).	179
Figura 140 – Resultado dos ensaios triaxiais para os oito CPs de solo (CP=Corpo-de-prova).	180
Figura 141 – Relação entre umidade gravimétrica e o Módulo de Young (E).	181
Figura 142 – Relação entre o grau de saturação e o Módulo de Young (E).	181
Figura 143 – Curvas de tensão x deslocamento horizontal do ensaio de cisalhamento direto para amostras com umidades naturais.	182
Figura 144 – Envoltória de Mohr-Coulomb segundo ensaio de cisalhamento direto para amostras com umidades naturais.....	183
Figura 145 – Lâmina petrográfica da rocha da área de estudo.....	183
Figura 146 – Composição modal do gnaíse.....	184
Figura 147 – Curvas tensão-deformação dos ensaios de compressão simples (CP=Corpo-de- prova).....	186
Figura 148 – Relação entre os alcances de blocos esféricos e diferentes graus de saturação do solo residual da área de estudo. (S = Grau de saturação).	190
Figura 149 – Alcances médios dos blocos esféricos em porcentagem tomando como base o alcance de solo residual com saturação de 30%. (S = Grau de saturação).....	191
Figura 150 – Alcances dos blocos esféricos segundo a variação das rigidezes. Paredes com amortecimentos máximos.	192
Figura 151 – Alcances dos blocos octaédricos segundo a variação das rigidezes. Paredes com amortecimentos máximos.	192
Figura 152 – Alcances dos blocos com geometrias reais segundo a variação das rigidezes. Paredes com amortecimentos máximos.....	193
Figura 153 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos esféricos para rigidezes máximas e mínimas. Paredes com amortecimentos máximos.	194
Figura 154 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos octaédricos para rigidezes máximas e mínimas. Paredes com amortecimentos máximos.	194
Figura 155 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos com geometrias reais aproximadas para rigidezes máximas e mínimas. Paredes com amortecimentos máximos.	195

Figura 156 – Diferenças de alcances, em porcentagem, apresentada pelos blocos segundo suas diferentes geometrias para amortecimentos máximos.	195
Figura 157 – Alcances dos blocos esféricos segundo a variação das rigidezes. Paredes com amortecimentos mínimos.....	196
Figura 158 – Alcance dos blocos octaédricos segundo a variação das rigidezes. Paredes com amortecimentos mínimos.....	197
Figura 159 – Alcance dos blocos com geometrias reais segundo a variação das rigidezes. Paredes com amortecimentos mínimos.	198
Figura 160 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos esféricos para rigidezes máximas e mínimas. Paredes com amortecimentos mínimos.	199
Figura 161 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos octaédricos para rigidezes máximas e mínimas. Paredes com amortecimentos mínimos.	199
Figura 162 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos com geometrias reais aproximadas para rigidezes máximas e mínimas. Paredes com amortecimentos mínimos.....	200
Figura 163 – Diferença de alcance, em porcentagem, apresentada pelos blocos segundo suas diferentes geometrias para amortecimentos mínimos.	201
Figura 164 – Alcances dos blocos esféricos segundo a variação dos amortecimentos. Paredes com rigidezes máximas.	201
Figura 165 – Alcances dos blocos octaédricos segundo a variação dos amortecimentos. Paredes com rigidezes máximas.	202
Figura 166 – Alcances dos blocos com geometrias reais aproximadas segundo a variação dos amortecimentos. Paredes com rigidezes máximas.....	202
Figura 167 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos esféricos para amortecimentos máximos e mínimos. Paredes com rigidezes máximas.	203
Figura 168 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos octaédricos para amortecimentos máximos e mínimos. Paredes com rigidezes máximas.	203
Figura 169 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos com geometria real aproximada para amortecimentos máximos e mínimos. Paredes com rigidezes máximas.	204
Figura 170 – Alcances dos blocos esféricos segundo a variação dos amortecimentos. Paredes com rigidezes mínimas.	204
Figura 171 – Alcances dos blocos octaédricos segundo a variação dos amortecimentos. Paredes com rigidezes mínimas.	205
Figura 172 – Alcances dos blocos com geometrias reais aproximadas segundo a variação dos amortecimentos. Paredes com rigidezes mínimas.....	205
Figura 173 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos esféricos para amortecimentos máximos e mínimos. Paredes com rigidezes mínimas.	206
Figura 174 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos com geometria real aproximada para amortecimentos máximos e mínimos. Paredes com rigidezes mínimas.....	206
Figura 175 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos com geometria real aproximada para amortecimentos máximos e mínimos. Paredes com rigidezes mínimas.....	207
Figura 176 – Diferença de alcance, em porcentagem, apresentada pelos blocos segundo suas diferentes geometrias para rigidezes máximas.	208
Figura 177 – Diferença de alcance, em porcentagem, apresentada pelos blocos segundo suas diferentes geometrias para rigidezes mínimas.	208
Figura 178 – Alcances dos doze blocos conforme suas geometrias para rigidezes e amortecimentos máximos.	209

Figura 179 – Redução do alcance, em porcentagem, apresentada pelos blocos octaédricos frente aos blocos esféricos segundo diferentes rigidezes para amortecimentos máximos.	210
Figura 180 – Redução do alcance, em porcentagem, apresentada pelos blocos octaédricos frente aos blocos esféricos segundo diferentes rigidezes para amortecimentos mínimos.	211
Figura 181 – Redução do alcance, em porcentagem, apresentada pelos blocos com geometrias reais aproximadas frente aos blocos esféricos segundo diferentes rigidezes para amortecimentos máximos.	212
Figura 182 – Redução do alcance, em porcentagem, apresentada pelos blocos com geometrias reais aproximadas frente aos blocos esféricos segundo diferentes rigidezes para amortecimentos mínimos.....	212
Figura 183– Distância percorrida pelos blocos esféricos nos programas PFC-3D e RocFall.	215
Figura 184 – Distância percorrida pelos blocos esféricos nos programas PFC-3D e RocFall.	215

LISTA DE QUADROS

Quadro 1 – Características dos principais movimentos de massa na dinâmica ambiental brasileira (Augusto Filho, 1992, <i>apud</i> Azevedo e Albuquerque Filho, 1998).	12
Quadro 2 – Escala de velocidade de Cruden e Varnes para os movimentos de massa (Cruden e Varnes, 1996, <i>apud</i> Australian Geomechanics Society, 2007).....	13
Quadro 3 – Classificação de Risco RHRS (Modificado de Hoek, 2006).	31
Quadro 4 – Fatores geradores de queda de blocos rochosos (Gunzburger <i>et al.</i> , 2005).....	41
Quadro 5 – Algumas causas geradoras de queda de blocos (Volkwein <i>et al.</i> , 2011).	41
Quadro 6 – Técnicas de levantamento GPS e suas precisões aproximadas (IBGE, 2008).	53
Quadro 7 – Métodos numéricos mais usados na modelagem de maciços rochosos (Jing, 2003).	60
Quadro 8 – Etapas e atividades realizadas para a confecção de um modelo (Modificado de Dorren <i>et al.</i> , 2011).	66
Quadro 9 – Técnicas aconselhadas para medição de diferentes faixas de sucção (Adaptado de Fredlund e Rahardjo, 1993 e Marinho, 1997; <i>apud</i> Soares, 2008).	90
Quadro 10 – Formulações matemáticas para a curva de retenção de água.	95
Quadro 11 – Distância entre os planos da estrutura cristalina de alguns argilominerais (Santos, 1975).....	147
Quadro 12 – Coordenadas do centro das esferas dos doze blocos.	157
Quadro 13 – Diâmetros, raios e volumes dos doze blocos selecionados.	157
Quadro 14 – Coordenadas dos centros das seis esferas que compõem o empacotamento octaédrico.....	158
Quadro 15 – Diferença de volume entre os blocos de geometria reais e os esféricos.	160
Quadro 16 – Modos de determinação dos parâmetros da modelagem.	163
Quadro 17 – Coeficientes de atrito do colúvio/depósito de tálus e suas respectivas fontes bibliográficas.....	170
Quadro 18 – Coeficientes de restituição retirados da literatura (<i>en</i> = Coeficiente de restituição normal; <i>et</i> = Coeficiente de restituição tangencial).....	170
Quadro 19 – Coeficientes de restituição selecionados para a modelagem.	172

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Distribuição das classes de declividades na APA Petrópolis (Baptista e Calijuri, 2005).....	46
Tabela 2 – Precisão antes e após a eliminação da Disponibilidade Seletiva (IBGE, 2008). ...	54
Tabela 3 – Variação da dispersão lateral de acordo com o tamanho da célula em simulações nos Alpes italianos (Agliardi e Crosta, 2003).....	81
Tabela 4 – Umidades e valores de sucção matricial dos oito corpos-de-prova para o ensaio triaxial UU.	144
Tabela 5 – Cálculo da ondulação geoidal para os pontos selecionados.	173
Tabela 6 – Proporção das unidades geotécnicas na área de estudo.	173
Tabela 7 – Graus de saturação e módulos de Young usados nas simulações.	182
Tabela 8 – Porosidade e peso específico das amostras de gnaisse.	184
Tabela 9 – Resultados dos ensaios de <i>tilt teste</i>	184
Tabela 10 – Resistência à compressão simples dos corpos-de-prova de gnaisse (q_u).	185
Tabela 11 – Módulos de Young (E) e Coeficientes de Poisson (ν) obtidos nos trechos de recarregamentos dos dois ciclos da curva tensão por deformação.....	186
Tabela 12 – Valores de E e ν usados para simulações da primeira categoria (S= Grau de saturação).....	187
Tabela 13 – Valores de E* usados para simulações da primeira categoria.	187
Tabela 14 – Valores de E e ν usados para simulações da segunda categoria.	188
Tabela 15 – Valores de E* usados para simulações da segunda categoria.	188
Tabela 16 – Amortecimentos normais (β_n) e tangenciais (β_t) usados nas simulações.	189
Tabela 17 – Coeficiente de atrito de cada unidade geotécnica utilizados nas simulações.....	189
Tabela 18 – Área suscetível à queda de blocos conforme as geometrias dos blocos e rigidezes.	213

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS.....	vi
RESUMO	ix
LISTA DE FIGURAS	xi
LISTA DE QUADROS	xviii
LISTA DE TABELAS	xix
1. INTRODUÇÃO	1
1.1. Histórico recente de casos no Brasil.....	1
1.2. A situação no estado do Rio de Janeiro e em Petrópolis	3
1.3. Objetivos.....	7
1.4. Estruturação da tese.....	8
2. QUEDA DE BLOCOS ROCHOSOS	10
2.1. Movimentos de massa	10
2.2. Queda de blocos rochosos.....	12
2.3. O Risco associado à queda de blocos	26
2.4. Fatores geradores de queda de blocos	38
2.5. Medidas de proteção contra queda de blocos	42
3. ÁREA DE ESTUDO.....	45
4. A TÉCNICA DGPS	50
4.1. GPS.....	50
4.2. Localização de pontos na superfície terrestre	51
4.3. Técnicas de levantamento de campo	51
4.4. Erros associados ao sistema GPS e minimização dos erros	53
4.5. Geoide e Elipsoide.....	55
4.6. Diluição da Precisão (DOP).....	57
4.7. DGPS.....	58
5. MODELAGEM DE MACIÇOS ROCHOSOS.....	59
5.1. Simulação e modelagem.....	59
5.2. A dificuldade na modelagem de maciços rochosos	59
5.3. Modelagem por métodos numéricos	60
5.4. O Método dos Elementos Discretos (DEM)	61
5.5. A modelagem de queda de blocos.....	62

5.5.1. O coeficiente de restituição.....	69
5.5.2. A dispersão lateral.....	77
5.5.3. Modelagens computacionais em três dimensões.....	78
6. SOLOS NÃO SATURADOS	84
6.1. Introdução	84
6.2. O potencial de água no solo	85
6.3. O conceito de sucção no solo.....	86
6.4. O método do papel filtro com contato	90
6.5. Curva de retenção de água.....	92
6.6. Resistência de solos não saturados.....	95
6.7. Módulo de Young e coeficiente de Poisson.....	100
7. O PROGRAMA PFC-3D E A MECÂNICA DO CONTATO	103
7.1. Métodos de modelagem de movimento de massa através do PFC	103
7.2. Os cálculos do programa	105
7.2.1. A Lei força-deslocamento.....	106
7.2.2. A lei do movimento	111
7.3. A modelagem dos contatos	112
7.3.1. Mecânica do contato e rigidez.....	113
7.3.1 Os modelos de rigidez	118
7.3.2. O modelo de deslizamento	119
7.3.3. O modelo de ligação	120
7.3.3.1. A ligação de contato.....	120
7.3.3.2. A ligação paralela	122
7.4. Amortecimento nos contatos.....	125
8. MATERIAIS E MÉTODOS.....	128
8.1. Etapa pré-campo.....	128
8.2. Etapa de campo	130
8.3. Análise dos dados de campo	135
8.3.1. Processamento de dados de DGPS	135
8.3.2. Topografia e cartografia geotécnica	137
8.4. Etapa de laboratório.....	139
8.4.1. Ensaio de cisalhamento direto.....	139
8.4.2. Ensaio de sucção com o papel filtro	141
8.4.3. Ensaio triaxial de solo.....	142
8.4.4. Difração de raios-X	146
8.4.5. <i>Tilt test</i>	148
8.4.6. Ensaio de compressão simples de rocha	150
8.5. Modelagem e simulação	152

8.6.	Comparação dos resultados do PFC-3D com os obtidos no <i>RocFall</i>	167
8.7.	Análise e apresentação dos resultados.....	169
9.	RESULTADOS.....	170
9.1.	Resultados dos ensaios em laboratório.....	174
9.2.	Parâmetros das duas categorias de modelos	187
9.3.	Resultados das simulações.....	189
9.3.1.	O efeito do grau de saturação do solo no alcance dos blocos	189
9.3.2.	O efeito da rigidez no alcance dos blocos.....	191
9.3.3.	O efeito do amortecimento no alcance dos blocos	201
9.3.4.	O efeito da geometria no alcance dos blocos	209
9.4.	Área atingida pelos blocos	213
9.5.	Modo de movimentação dos blocos	213
9.6.	Comparação entre as distâncias percorridas pelos blocos nos programas PFC-3D e RocFall	214
10.	CONCLUSÕES E SUGESTÕES	217
11.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	221
	ANEXOS	238
	APÊNDICES	243

1. INTRODUÇÃO

Mitchell (1995, *apud* Guerra, 2011) aponta que as mudanças na urbanização global e as perdas causadas sugerem que devemos nos concentrar mais em pesquisas relacionadas aos movimentos de massa urbanos, no sentido de conhecer melhor o problema e conseguir atuar preventivamente.

No caso de queda de blocos, o seu alto poder destrutivo associado à baixa capacidade preditiva do início do processo e as incertezas associadas à determinação das trajetórias, aspectos discutidos no capítulo dois, justificam estudos sobre o tema. Alguns dos parâmetros físicos envolvidos na mecânica do movimento são ainda mal conhecidos para materiais geológicos. As simulações computacionais empregadas para a previsão de trajetórias e alcances, diferentemente do realizado nesta pesquisa, via de regra são realizadas a duas dimensões e, por isso, desprezam as geometrias dos blocos envolvidos e efeitos da superfície topográfica. São ainda escassas na literatura, as simulações deste tipo de problema que empregam a técnica numérica do método dos elementos discretos. Além destas justificativas adicionais, pode-se mencionar o fato de que a frequência de eventos deste tipo tem aumentado no Rio de Janeiro (Amaral, 2004).

A seguir são apresentados alguns exemplos de casos recentes ocorridos no Brasil.

1.1. Histórico recente de casos no Brasil

O primeiro caso aqui apresentado ocorreu no dia 18 de Junho de 2009, em um condomínio localizado no Bairro de Vila Isabel, município do Rio de Janeiro, onde grandes blocos rochosos se soltaram da encosta. Esses blocos acabaram atingindo algumas residências (Figura 1). Nesse episódio, um morador veio a falecer no local.



Figura 1 – Queda de blocos em Vila Isabel, bairro do município do Rio de Janeiro (Foto do autor).

Na manhã de 12 de abril de 2011, outro acidente envolvendo o desprendimento de blocos do maciço e a posterior queda de blocos ocorreu na Mineração Santa Tereza, localizada na cidade de Santos, estado de São Paulo. A mineração explora granito na localidade e funciona desde 1970. Nesse caso, duas pessoas que trabalhavam no local foram soterradas por toneladas de material e outras duas conseguiram escapar. Segundo estimativas da Defesa Civil de Santos, 30 mil metros cúbicos de material rochoso se desprenderam, o que equivale a cerca de 50 mil toneladas.

No dia 23 de maio de 2011, outro acontecimento envolvendo a queda e rolamento de um bloco teve como consequência a morte de mais um indivíduo no município do Rio de Janeiro (RJ). Um bloco rochoso de aproximadamente duas toneladas que estava situado acima da entrada do túnel da Rua Alice, que liga os bairros de Laranjeiras e do Rio Comprido rolou ao anoitecer e vitimou um morador de rua, que estava dormindo no local. O acidente poderia ter tido consequências piores, caso ocorresse no período diurno, onde provavelmente o trânsito estaria mais acentuado.

Na madrugada do dia 10 de janeiro de 2012 enormes blocos e lascas de rocha vieram a baixo numa encosta no distrito de Jamapar, município de Sapucaia (RJ). Nesse caso, o processo de queda desses blocos foi acompanhado de escorregamento, que destruiu oito moradias e soterrou 21 pessoas.

Segundo a prefeitura do município, a Defesa Civil interditou 50 casas localizadas principalmente em áreas próximas a encosta (Figura 2), fazendo com que 280 pessoas ficassem desalojadas. Além disso, cerca de 50 indivíduos ficaram desabrigados.



Figura 2 – Regi\u00e3o do Distrito de Jamapar\u00e1 (RJ) ap\u00f3s o acidente. (Foto: Prefeitura Municipal de Sapucaia).

Outro registro de queda/rolamento de blocos rochosos levou \u00e0 interdi\u00e7\u00e3o total das pistas da rodovia BR-040, na altura do km 50, munic\u00edpio de Petr\u00f3polis (RJ). O caso ocorreu no dia 24 de mar\u00e7o de 2012, com o desprendimento estimado de 3.000 toneladas de blocos e lascas do maci\u00e7o rochoso localizado na lateral da rodovia. Felizmente n\u00e3o houve consequ\u00eancias mais s\u00e9rias nesse acontecimento.

Todos os casos expostos anteriormente, al\u00e9m de justifiarem estudos sobre este tema, permitem afirmar que a avalia\u00e7\u00e3o de risco em regi\u00f5es onde h\u00e1 esse tipo de movimento de massa constitui uma quest\u00e3o importante, especialmente para t\u00e9cnicos, administradores e planejadores. Os \u00f3rg\u00e3os governamentais respons\u00e1veis por essas e outras regi\u00f5es afetadas n\u00e3o podem ser omissos em rela\u00e7\u00e3o a esse problema j\u00e1 que vidas est\u00e3o em jogo.

1.2. A situa\u00e7\u00e3o no estado do Rio de Janeiro e em Petr\u00f3polis

De acordo com o \u00faltimo censo do Instituto Brasileiro de Geografia e Estat\u00edstica (IBGE), referente ao ano de 2010, 96,71% da popula\u00e7\u00e3o fluminense vive nas cidades. Com a urbaniza\u00e7\u00e3o n\u00e3o planejada ocorrida no estado, os acidentes envolvendo movimentos de massa v\u00eam aumentando consideravelmente em v\u00e1rias \u00e1reas, principalmente onde h\u00e1 ocupa\u00e7\u00e3o irregular em encostas, as quais degradam a paisagem e colocam em risco a vida das pessoas (Oliveira *et al.*, 2003).

O crescimento populacional em determinadas localidades do estado n\u00e3o foi acompanhado pelo crescimento e melhoria das infraestruturas regionais, que contribuem decisivamente para a qualidade de vida, e nem foi objeto de pol\u00edticas p\u00fablicas que evitassem

os impactos negativos sobre os recursos naturais, que se tornam escassos diante da forma desordenada de sua expansão sobre a periferia (Baptista e Calijuri, 2007). Há uma distribuição desigual dos tipos de movimento de massa que ocorreram no Estado do Rio de Janeiro até 1999 (Figura 3). Observa-se que o número de queda de blocos decresceu num primeiro momento, mas esse número se elevou no ano de 1999.

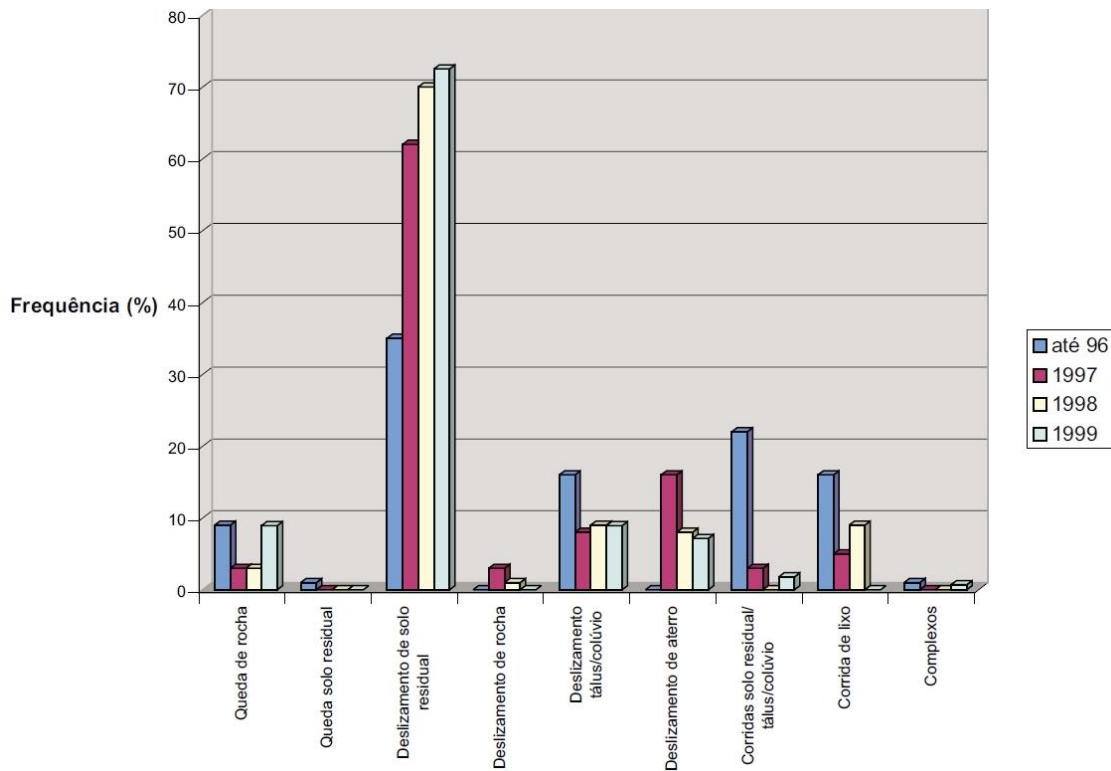


Figura 3 – Tipologia dos movimentos de massa significativos no Estado do Rio de Janeiro de 1975 a 1999. (CPRM, 2000).

Perdas socioeconômicas são normalmente verificadas nessas localidades, o que contribui para a elevação dos prejuízos no estado do Rio de Janeiro (Figura 4).

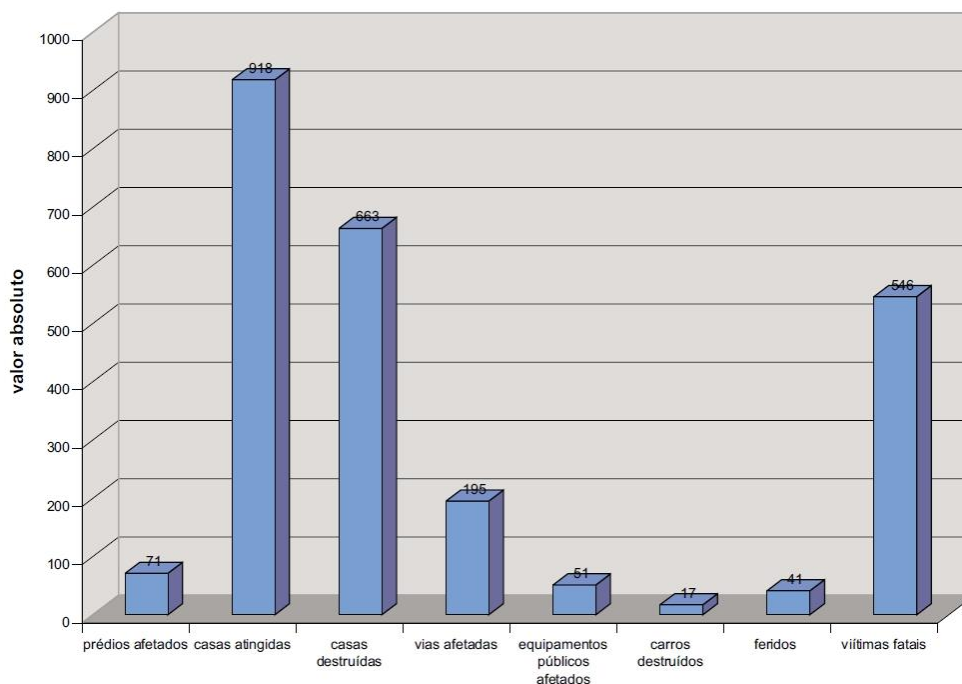


Figura 4 – Perdas socioeconômicas provocadas por movimentos de massa no estado do Rio de Janeiro de 1975 a 1999. (CPRM, 2000).

Um caso específico é o Município de Petrópolis, onde da década de 60 até o início da década de 80, ocorreram as maiores taxas de crescimento populacional e identificados os maiores problemas ambientais. Até 1960, ainda existiam vales que possibilitassem a expansão dos núcleos urbanos, o que evitou a ocupação das encostas dos morros, não havendo, portanto, impactos negativos diretos sobre o local. A partir de 1970, a cidade de Petrópolis entrou num processo de urbanização acelerado, principalmente após a construção da rodovia Rio-Juiz de Fora (atual BR-040) em meados de 1970. Como os fundos dos vales já se encontravam urbanizados, passou-se a ocupar as encostas desses vales que até então estavam preservadas por sua vegetação e devido às limitações impostas pelo relevo (Baptista e Calijuri, 2007).

Em Petrópolis, a grande concentração populacional aliada aos fatores naturais, tem sido responsável pela ocorrência de mais de 1.000 eventos catastróficos nas últimas décadas, onde centenas de pessoas morreram (Oliveira *et al.*, 2001; 2003). Essa afirmação pode ser verificada na figura 5, onde se percebe a nítida relação entre o número de habitantes atual em cada distrito e o somatório do número de movimentos de massa de 1960 a 1999, também para cada distrito.

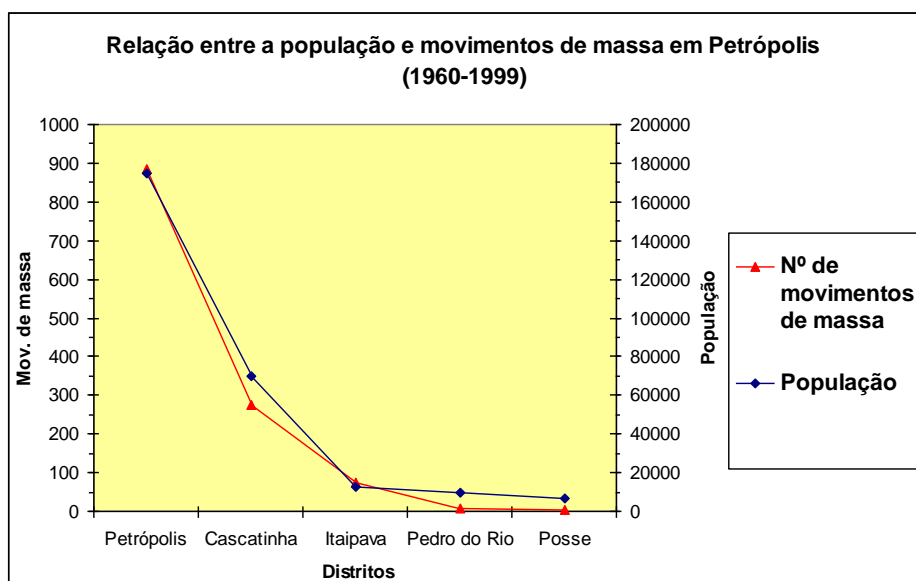


Figura 5 – Gráfico mostrando a relação entre a população e o número de movimentos de massa ocorridos nos distritos de Petrópolis entre 1960 e 1999 (Oliveira *et al.*, 2003).

Segundo Oliveira *et al.* (2001), a porção mais urbanizada do município encontra-se nos distritos de Petrópolis e Cascatinha, sobretudo com ocupações irregulares em encostas bastante íngremes. Assim, as ocorrências de movimentos de massa no Distrito de Petrópolis são as maiores, contrastando com o Distrito de Posse, que teve apenas dois movimentos de massa catalogados e cuja expansão urbana é menor.

De acordo com Oliveira *et al.* (2003), entre 1960 e 1999 foram verificadas 1.244 ocorrências de movimentos de massa no município, com 1.191 registros de escorregamento, 43 registros de queda de blocos e 10 de corrida de lama.

Do total de movimentos de massa, a do tipo queda de blocos vem aumentando consideravelmente no município, já que na década de 90, a porcentagem deste tipo foi de 14 % do total, enquanto nas décadas de 60, 70 e 80 este número não passou de 3% (Gonçalves, 1998). Isso se deve ao crescente processo de ocupação de encostas íngremes que se deu no município.

Como comparação, na cidade do Rio de Janeiro, o número de instabilidades do tipo queda/rolamento de blocos cresceu desde 1993, perfazendo hoje cerca de 8 % das ocorrências registradas no Inventário Local de Escorregamentos da Fundação Geo-Rio (Vargas *et al.*, 2004).

Assim, é importante encontrar soluções para o caso deste tipo de movimento de massa. Estudos devem ser realizados no campo para se estabelecer a área afetada por estes blocos e para se determinar o tratamento mais adequado às características de cada região.

1.3. Objetivos

Os principais objetivos desta tese foram investigar determinados aspectos associados ao processo de queda de blocos, através da aplicação do método de elementos discretos e da mecânica do contato. Tais objetivos estão abaixo relacionados.

- (1) Avaliar a influência da forma dos blocos sobre o alcance, comparando geometrias esféricas, arranjos octaedrais e arranjos para simular as geometrias irregulares de campo;
- (2) Compreender o papel do grau de saturação do solo encontrado na encosta, que é variável durante o ano, sobre a rigidez da superfície e, conseqüentemente, sobre o alcance dos blocos;
- (3) Verificar os efeitos sobre os alcances das diferentes rigidezes e amortecimentos envolvidos nos processos de choque entre os blocos de rocha e os diferentes materiais geológicos que compõem a superfície do terreno;
- (4) Comparar e analisar os alcances obtidos em simulações a duas dimensões, usando o programa “RocFall”, e a três dimensões usando o programa PFC para blocos esféricos.

Além destes objetivos principais, o estudo permite também avaliar:

- (i) a área do Bairro da Glória, no município de Petrópolis, adotada como área-laboratório, provavelmente a ser afetada por eventuais quedas de blocos, incluindo o número de residências sob risco;
- (ii) a potencialidade de uso do PFC, um programa não especialista, para a análise de problemas de instabilidade de encostas desta natureza; e
- (iii) apresentar um método de trabalho para análises realistas e detalhadas das trajetórias e alcances dos blocos envolvidos neste tipo de problema.

Para alcançar os objetivos propostos, uma série de atividades foram desenvolvidas para permitir as simulações numéricas, a saber: levantamento detalhado da superfície topográfica com a técnica DGPS; mapeamento geotécnico pelo método da IAEG (1976) para definir a distribuição dos diferentes materiais na encosta; amostragem e caracterização de solos

(granulometria, limites de Atterberg e mineralogia por difração de raios-X) e rochas (lâminas delgadas, amostras de campo e propriedades-índices), obtenção da curva de retenção de água pela técnica do papel de filtro e ensaios geomecânicos em solos (cisalhamento direto e triaxial UU) e em rochas (“tilt tests” e compressão uniaxial) para a determinação das rigidezes a partir da formulação teórica da mecânica do contato.

1.4. Estruturação da tese

Esta tese é constituída por doze capítulos, além de anexos e apêndices.

A revisão bibliográfica acerca do tema queda de blocos em encostas é tratada no capítulo 2. O capítulo se encontra segmentado em cinco tópicos. O primeiro aborda o conceito e as formas de classificação de movimentos de massa, enquanto os restantes referem-se à queda de blocos, onde é apresentado o conceito, suas características, as diferentes classificações de risco associados ao problema, suas causas e as medidas de prevenção que vêm sendo adotadas para a prevenção de acidentes.

No capítulo 4 há uma descrição do município de Petrópolis e da área de estudo.

O capítulo 5 trata do DGPS, onde são apresentadas características associadas ao DGPS e técnicas utilizadas na área de estudo.

O capítulo 6 reúne informações sucintas sobre métodos numéricos com destaque para o Método dos Elementos Discretos. Também são descritos o histórico de modelos sobre queda de blocos, bem como alguns trabalhos onde modelos tridimensionais são utilizados no estudo de queda de blocos.

No capítulo 7 são apresentadas características de solos não saturados. O conceito de sucção é descrito nesse capítulo. O mesmo contém ainda informações de como diferentes graus de saturação podem influenciar os seus parâmetros geomecânicos.

O programa PFC-3D é descrito no capítulo 8. Também há uma introdução da Mecânica do Contato.

O capítulo 9 contém os materiais e métodos usados nessa tese. São informações detalhadas sobre o procedimento adotado na tese para atingir seus objetivos centrais e secundários.

O capítulo 10 possui os resultados encontrados ao longo do trabalho. Também ocorrem discussões acerca de determinados resultados.

No capítulo 11 encontram-se as conclusões da tese. Adicionalmente, são apresentadas algumas sugestões para desenvolvimento de pesquisas futuras.

No capítulo 12 estão as referências bibliográficas que subsidiaram o trabalho.

No final da tese estão seus anexos e apêndices.

2. QUEDA DE BLOCOS ROCHOSOS

O objetivo principal deste capítulo é apresentar os conceitos e as características associadas à queda/rolamento de blocos rochosos, embasado em informações referentes à pesquisa bibliográfica realizada.

2.1. Movimentos de massa

Movimentos de massa correspondem aos mecanismos de transporte de material (solos, rochas e/ou sedimentos), induzidos pela força da gravidade e pela ação combinada ou isolada de fatores naturais e ações antrópicas (Dias e Barroso, 2006). Conforme Fernandes e Amaral (1996) existem na natureza diferentes tipos de movimentos de massa que envolvem variados materiais, processos e fatores condicionantes.

Dentre as classificações de movimentos de massa, a classificação de Varnes é a mais conhecida internacionalmente. Essa classificação organiza os movimentos de massa de acordo com o tipo de material envolvido no processo e com a taxa aproximada de movimentação (Figura 6). Os materiais em questão foram agrupados pelo autor em rochas e solos. Os tipos básicos de movimentos foram agrupados em quedas, escorregamentos e fluxos, embora haja ainda os Movimentos de Massa Complexos, que são aqueles em que há uma combinação de dois ou mais tipos básicos.

O movimento de massa do tipo queda e rolamento de blocos é aquele que envolve blocos de rocha, com volume e litologia variados, em condições de alta velocidade. É o tipo de movimento de massa menos estudado e o de mais difícil previsão, tanto no que diz respeito ao início do processo, como à trajetória e ao alcance dos blocos (Dias e Barroso, 2006).

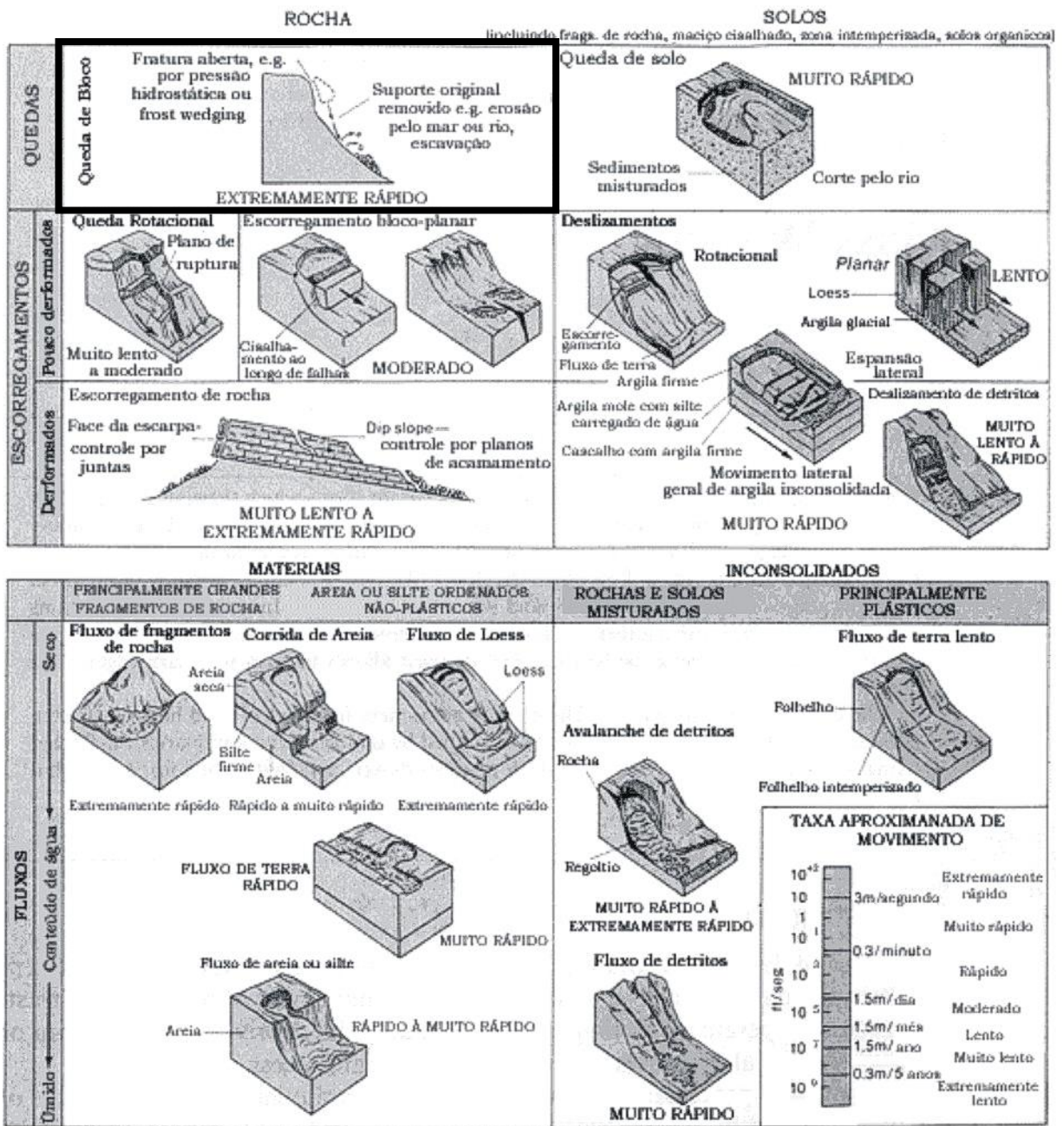


Figura 6 – Classificação de Movimentos de Massa, com destaque para a queda de blocos (Modificado de Varnes, 1958, *apud* Rahn, 1986).

Augusto Filho (1992, *apud* Azevedo e Albuquerque Filho, 1998) indicou as principais características dos movimentos de massa segundo a dinâmica ambiental do Brasil. Tais características se encontram disponibilizadas no quadro 1.

Quadro 1 – Características dos principais movimentos de massa na dinâmica ambiental brasileira (Augusto Filho, 1992, *apud* Azevedo e Albuquerque Filho, 1998).

Processos	Características do movimento, material e geometria
Rastejo (<i>Creep</i>)	Vários planos de deslocamento (internos); Velocidades muito baixas (cm/ano) a baixas e decrescentes com a profundidade; Movimentos constantes, sazonais ou intermitentes; Solo, depósitos, rocha alterada/fraturada; Geometria indefinida.
Escorregamentos (<i>Slides</i>)	Poucos planos de deslocamento (externos); Velocidades de médias (m/h) a altas (m/s); Pequenos a grandes volumes de material; Geometria e materiais variáveis; i. Planares: solos pouco espessos, solos e rochas com um plano de fraqueza; ii. Circulares: solos espessos homogêneos e rochas muito fraturadas; iii. Em cunha: solos e rochas com dois planos de fraqueza.
Quedas (<i>Falls</i>)	Sem planos de deslocamento; Movimentos tipo queda livre ou em plano inclinado; Velocidades muito altas (vários m/s); Material rochoso; Pequenos a médios volumes; Geometria variável: lascas, placas, blocos, etc.; Rolamento de matacão; Tombamento.
Corridas (<i>Flows</i>)	Muitas superfícies de deslocamento (internas e externas à massa em movimentação); Movimento semelhante ao de um líquido viscoso; Desenvolvimento ao longo das drenagens; Velocidades médias a altas; Mobilização de solo, rocha, detritos e água; Grandes volumes de material; Extenso raio de alcance, mesmo em áreas planas.

2.2. Queda de blocos rochosos

Segundo Yilmas *et al.* (2008), a queda/rolamento de blocos é o movimento de massa onde um ou mais blocos desconexos do maciço rochoso caem ao longo de um declive por queda livre, saltação ou rolamento. Brunsten e Prior (1984) definem a queda de blocos rochosos como todo movimento de material através de queda livre abrupta em encostas muito íngremes e precipícios, onde o material é desprendido sob a forma de blocos.

Bell (2007) afirma que os blocos percorrem a maior parte de sua trajetória no ar por queda livre, saltação ou rolamento, com pouca ou nenhuma interação entre os fragmentos. É um dos movimentos de massa mais rápidos (Varnes, 1984, *apud* Abellán *et al.*, 2006), onde fragmentos de diferentes tamanhos geralmente se partem ao longo do percurso. A velocidade pode variar de poucos metros por segundo até cerca de 30 m/seg. (Peila e Ronco, 2009). Assim, segundo a classificação de velocidade de movimentos de massa proposta por Cruden e Varnes (1996, *apud* Australian Geomechanics Society, 2007), que pode ser visualizada no quadro 2, a queda/rolamento de blocos pode se enquadrar nas classes V, VI e VII. Nessa escala observam-se os danos provocados pelos movimentos de massa segundo a classe de velocidade à que pertencem.

Conforme Frattini *et al.* (2008, *apud* Lan *et al.*, 2010) essa alta mobilidade é a característica principal que diferencia a queda de blocos das outros movimentos de massa.

Quadro 2 – Escala de velocidade de Cruden e Varnes para os movimentos de massa (Cruden e Varnes, 1996, *apud* Australian Geomechanics Society, 2007).

Classe	Descrição	Velocidade (mm/seg)	Limites de Velocidade	Algumas características destrutivas
VII	Extremamente Rápido	$5 \cdot 10^3$	5m/seg	Catástrofe de grande violência; edifícios destruídos pelo impacto do material deslocado; muitas mortes; improvável escape de indivíduos do local
VI	Muito Rápido	$5 \cdot 10^1$	3m/min	Algumas vidas perdidas; velocidade muito grande para permitir que todas as pessoas saiam do local
V	Rápido	$5 \cdot 10^{-1}$	1,8 m/h	Possível escape de indivíduos; estruturas, posses e equipamentos destruídos
IV	Moderado	$5 \cdot 10^{-3}$	13 m/mês	Algumas estruturas podem ser mantidas temporariamente
III	Lento	$5 \cdot 10^{-5}$	1,6 m/ano	Reparação de construções podem ser realizadas durante o movimento; determinadas estruturas podem ser mantidas com manutenção frequente se não houver uma grande mobilização de material transportado
II	Muito Lento	$5 \cdot 10^{-7}$	15 mm/ano	Algumas estruturas permanentes não são afetadas pelo movimento
I	Extremamente Lento			Imperceptível sem instrumentos; construção possível com precauções

Conforme Antoniou e Lekkas (2010) há muitas diferenças entre o estudo de queda de blocos quando comparados aos outros movimentos de massa, sendo três características marcantes:

- A determinação do alcance (geralmente relacionado ao volume dos blocos);
- Vestígios do caminho percorrido pelo bloco. Geralmente não é possível a identificação de impactos mais antigos no terreno;
- Nas escalas comumente usadas no estudo de movimentos de massa, os blocos provenientes de queda de blocos não podem ser exibidos.

Hutchinson (1988) classificou a queda de blocos em função da separação do bloco do maciço e do início da movimentação do mesmo, criando assim duas categorias. A primeira, denominada *queda de blocos primária* é aquela onde o início da movimentação do bloco encosta abaixo se dá no exato momento do destacamento do bloco do maciço. No momento anterior à sua movimentação o bloco ainda se encontrava unido ao maciço rochoso.

A segunda categoria, chamada de *queda de blocos secundária* é aquela onde, no instante anterior a movimentação do bloco, este obrigatoriamente já se encontrava segregado do maciço. Nesse caso geralmente a queda ocorre pelo enfraquecimento e posterior eliminação do material que serve de sustentação ao bloco.

Tais categorias são mostradas na figura 7.

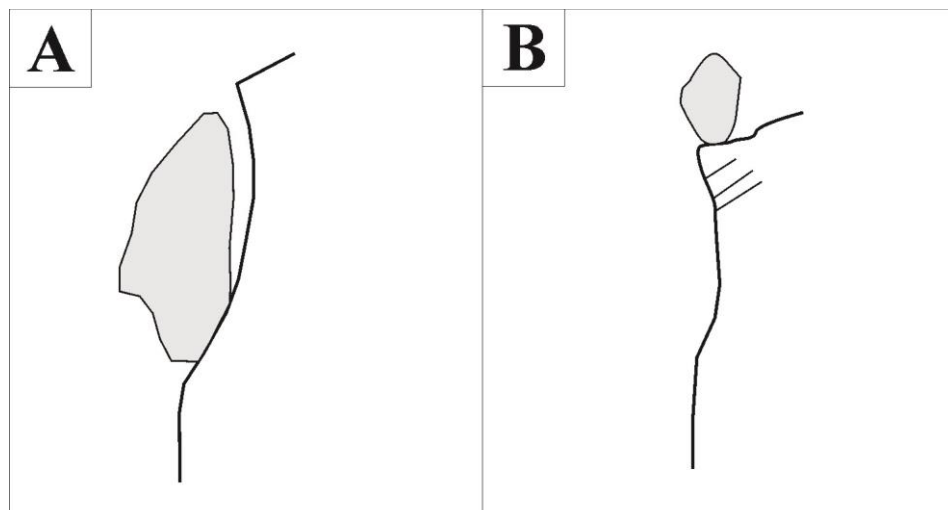


Figura 7 – Queda de blocos do tipo: (A) Primário; (B) Secundário.

Conforme Dorren *et al.* (2011), a área onde ocorre tal movimento de massa pode ser dividido em três zonas típicas (Figura 8).

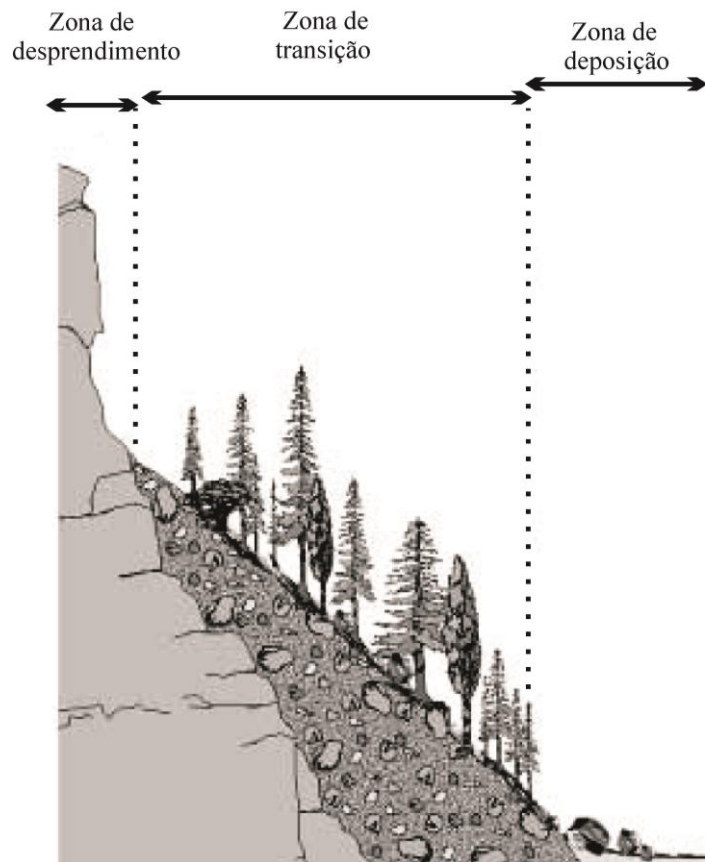


Figura 8 – Três zonas típicas de uma encosta onde a queda/rolamento de blocos é ativa. (Dorren *et al.*, 2011)

A primeira zona corresponde à parte mais elevada da área onde todo o processo ocorre. Essa é a *zona de desprendimento* (também denominada zona de liberação, zona de origem ou zona de partida), área onde o bloco inicia sua movimentação encosta abaixo. É nessa região que se encontra a parte aflorante do maciço rochoso, muitas vezes possuindo a maior declividade das três zonas.

A segunda é a *zona de transição* ou *zona intermediária*, área essa atravessada pelo bloco de rocha. Corresponde à área onde as rochas estão em queda livre ao longo de falésias e saltando/ rolando ao longo de encostas íngremes logo abaixo da zona de desprendimento. Logo, na maioria dos casos, essa é a zona onde é realizada a maior parte do percurso do bloco e conseqüentemente onde há o maior número de impactos.

A última zona é a *zona de deposição*, que é a área onde as rochas interrompem sua movimentação. Geralmente não há uma definição clara do limite entre as zonas de deposição e de transição.

É importante observar que tal divisão em zonas típicas é feita para cada bloco rochoso em um determinado período de tempo e que se aplica bem nos casos de queda de blocos primárias. Em um tempo subsequente, as zonas típicas podem ser alteradas para o mesmo bloco rochoso. Considere um bloco de rocha que já tenha rolado e apresente as três zonas típicas. Posteriormente, por alguma razão, esse mesmo bloco é remobilizado, fazendo assim que a zona de deposição quando ocorreu sua primeira movimentação se transforme na zona de desprendimento nesse momento. Nesse caso, correspondente a uma queda de blocos secundária, tanto a zona de deposição quanto a zona de transição podem apresentar a mesma inclinação.

Outra classificação, apresentada por Rochet (1987, *apud* Agliardi e Crosta, 2003), distingui quatro categorias de queda/rolamento de blocos de acordo com o volume de blocos rochosos envolvido no processo. São eles:

- Quedas de blocos simples (Com volume variando entre 10^{-2} e 10^2 m³);
- Quedas de massa (De 10^2 a 10^5 m³);
- Grandes quedas de massa (De 10^5 a 10^7 m³) e
- Deslocamentos de massa (Acima de 10^7 m³).

Segundo Berger *et al.* (2002, *apud* Woltjer *et al.*, 2008) geralmente não há interação entre os blocos durante o deslocamento dos mesmos e na maioria dos casos o volume de blocos envolvido no processo não ultrapassa os 5m³. Copons *et al.* (2009) também afirmam que a maioria dos casos de queda de blocos são aqueles cujos volumes envolvidos não ultrapassam a marca dos 100 m³, e, por isso, são os mais estudados.

Dussauge-Peisser *et al.* (2002) constataram que há relação entre o volume de blocos e o número de ocorrências de determinado volume em um período de tempo, ou seja, a frequência. A partir da análise de 87 ocorrências de queda de blocos no maciço Chartreuse, localizado em Grenoble (França) entre 1935 e 1995, e do registro de 101 de queda de blocos no período 1915-1992 em Yosemite Valley, situado no estado norte-americano da Califórnia, esses pesquisadores notaram que o número de queda de blocos diminui conforme há o aumento do volume de blocos envolvido no processo. Os resultados dos eventos da França e Estados Unidos estão representados respectivamente nos gráficos logarítmicos das figuras 9 e 10. Como se vê, realmente há a maior incidência de casos envolvendo pequenos volumes de blocos.

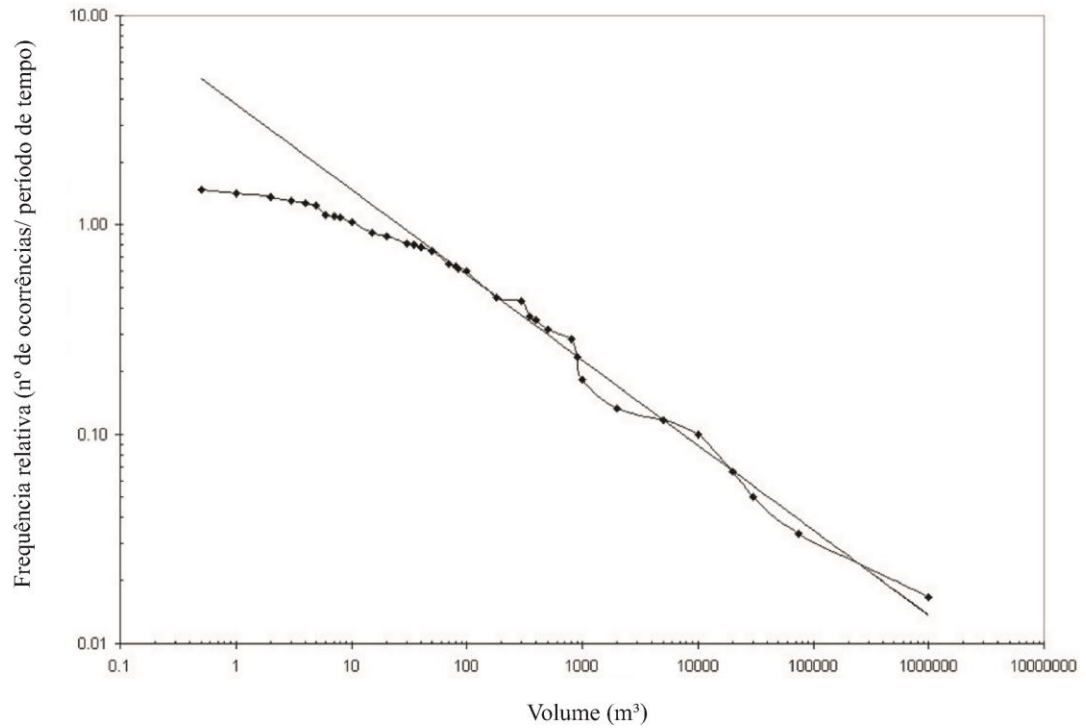


Figura 9 – Gráfico mostrando os dados de queda de blocos registrados em Grenoble (França) para o período 1935-1995 e a linha de tendência. Dussauge-Peisser *et al.* (2002).

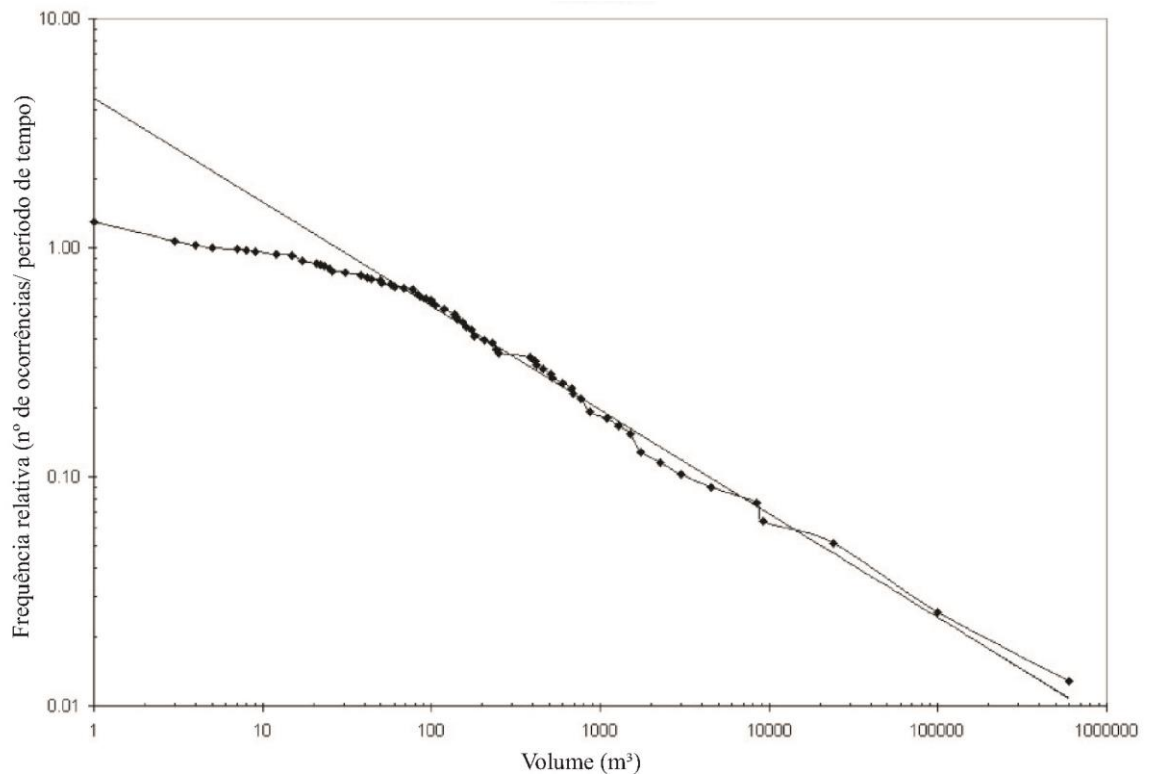


Figura 10 – Gráfico mostrando os dados de queda de blocos registrados na Califórnia (Estados Unidos) para o período 1915-1992 e a linha de tendência. Dussauge-Peisser *et al.* (2002).

Baseados nesses gráficos, Dussauge-Peisser *et al.* (2002) verificaram a semelhança existente nas retas de regressão linear e estabeleceram equações para elas segundo os dados da França (Equação 1) e dos Estados Unidos da América (Equação 2).

$$f = 4,2 V^{-0,41} \quad (1)$$

$$f = 4,5 V^{-0,46} \quad (2)$$

Onde: f é a frequência relativa (número de ocorrências/ período de tempo); e
 V é o volume dos blocos (m^3).

Quando o termo “queda de blocos” for mencionado nessa tese, na verdade estará se tratando de todos os tipos de movimentação de blocos rochosos envolvidos no processo, que serão discutidos mais adiante.

Dentre os movimentos de massa, a queda/ rolamento de blocos é o que se tem menor conhecimento no meio acadêmico. A quase totalidade dos estudos científicos relacionados ao tema é realizada por instituições de países europeus (especialmente Itália, Suíça, Áustria, França, Andorra e Espanha) e asiáticos, tais como China, Japão e Turquia. Isso se deve, em parte, ao perigo que esse tipo de problema representa para as construções localizadas nas proximidades de cadeias montanhosas que ocupam parte do território dessas nações (Alpes, Apeninos, Pirineus e o Himalaia, por exemplo). Cerca de 36 % da parte emersa do planeta é constituída de montanhas e estimativas dão conta de que 10 % da população mundial vive em terrenos montanhosos (Gerrard, 1990, *apud* Chau *et al.*, 2003).

Em Hong Kong (Figura 11), por exemplo, que possui aproximadamente sete milhões de habitantes vivendo numa região de relevo acidentado, são comuns os acidentes envolvendo queda de blocos (Chau *et al.*, 2003). Locais onde o risco é iminente muitas vezes apresentam uma topografia altamente variável. Segundo Bourrier *et al.* (2009) é um dos principais riscos naturais que ameaçam zonas residenciais, a infraestrutura e populações cujas moradias se encontram próximas aos Alpes. Trenhaile, 2007 (*apud* Lan, 2010) afirma que esse é o movimento de massa predominante nas Montanhas Rochosas Canadenses.

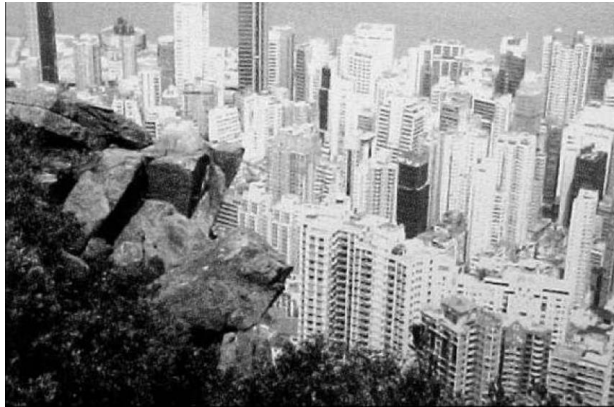


Figura 11 – Blocos rochosos em encosta da Ilha de Hong Kong (China). O Porto de Vitória pode ser visto ao fundo (Foto: GEO; *apud* Chau *et al.*, 2003).

Nessas regiões e em outras onde há encostas íngremes, os blocos gerados pela compartimentação estrutural e desconexos do maciço estarão em condição de instabilidade, eventualmente se movimentando pela atuação da força gravitacional. O início deste tipo de movimento de massa, a trajetória e o alcance dos blocos são influenciados pela geometria da encosta e dos blocos de rocha, assim como das propriedades que interagem com o bloco e aquelas relacionadas à inclinação da encosta da localidade (Pfeiffer e Higgins, 1990, *apud* Sasiharani *et al.*, 2006).

A previsão de quando irá ocorrer queda/rolamento de blocos é uma tarefa difícil (Yilmaz *et al.*, 2008) já que raramente se têm sinais premonitórios (Carnevale, 1991). Além disso, segundo Frattini *et al.* (2008), o comportamento dos fragmentos de rocha gerados é afetado por parâmetros, que, ainda hoje, se tem um elevado grau de incerteza. Isso se deve em parte ao fato da maioria dos parâmetros relevantes na análise desse tipo de problema serem de difícil medição e terem uma grande variação no espaço.

Richards *et al.* (2001) apontaram os seguintes fatores como sendo os mais importantes no comportamento dos blocos rochosos:

- Geometria do talude;
- Ângulo de atrito;
- Aspereza do talude;
- Resistência ao rolamento;
- Características de restituição da rocha;
- Geometria dos blocos;
- Massa específica da rocha.

Chen *et al.* (2012) verificaram, por meio de simulações numéricas bidimensionais, que a geometria do bloco interfere diretamente no alcance do mesmo. Para isso esses pesquisadores criaram cinco polígonos regulares (quadrado, hexágono, octógono, dodecágono e icoságono) e analisaram seus alcances para uma mesma trajetória e igual ponto de partida. Os resultados obtidos nesse experimento são observados na figura 12. Nesse gráfico, se encontra a relação entre o número de faces do polígono e a razão entre a distância horizontal do bloco e a altura da encosta. Conclui-se que quanto maior o número de faces do polígono, ou seja, mais o bloco se aproxima do formato circular, maior será o alcance.

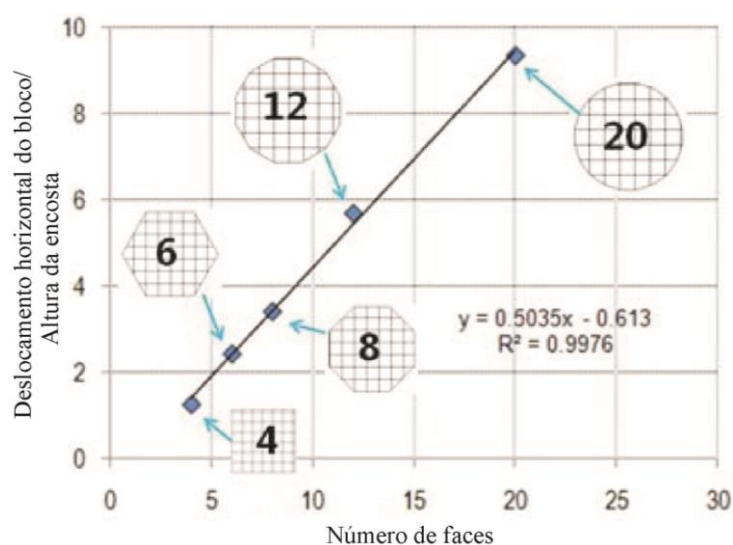


Figura 12 – Relação entre alcance e formato dos blocos. (Modificado de Chen *et al.*, 2012).

Durante todo o processo de queda de blocos, o impacto é a fase mais complexa e mal compreendida (Guzzetti *et al.*, 2002). Giacomini *et al.* (2008) afirmam que, embora seja um processo frequente, a fragmentação do bloco é o aspecto mais complexo e mal compreendido da queda de blocos. Seu estudo ainda se encontra nos estágios iniciais. A presença de discontinuidades e a alta velocidade de impacto do bloco são fatores que beneficiam a fragmentação dos blocos. Giani (1992) afirma que mesmo baixas velocidades de impacto são suficientemente capazes de provocar a fragmentação de blocos de xisto, já que esses possuem planos de fraqueza.

A importância do estudo da fragmentação reside no fato de que sua ocorrência é capaz de alterar o formato, volume e peso originais do bloco. Essas transformações levam o bloco a adotar nova trajetória e até a atingir energia e alcance diferentes do esperado caso o bloco se mativesse intacto.

O relevo da localidade influencia decisivamente (mas não exclusivamente) no modo de movimentação do bloco. Conforme Carnevale (1991) o movimento do bloco, quando iniciado, é regulado pela lei da gravidade e pelas forças de atrito. A movimentação de tais partículas se dará preferencialmente através dos vales presentes na região.

A aspereza, também denominada rugosidade do talude ou micro-topografia (Agliardi e Crosta, 2003) corresponde às irregularidades que porventura possam existir na superfície do talude. A figura 13 ilustra taludes com diferentes graus de aspereza onde essa aumenta para a direita.



Figura 13 – Taludes com diferentes graus de aspereza.

A forma da encosta e seu gradiente (identificados como macro-topografia por Agliardi e Crosta, 2003) também influenciam no tipo de movimentação adquirido pelo bloco.

Uma encosta pode exibir três formas básicas (retilínea, convexa e côncava) ou seis formas compostas pela combinação dessas unidades básicas. Essas nove formas de encostas podem ser classificadas segundo sua configuração em perfil e em planta (Figura 14). Dentre essas, Fernandes e Amaral (1996) apontam que aquelas que possuem configuração côncava ou segmentos côncavos são as mais propensas à ocorrência de movimentos de massa.

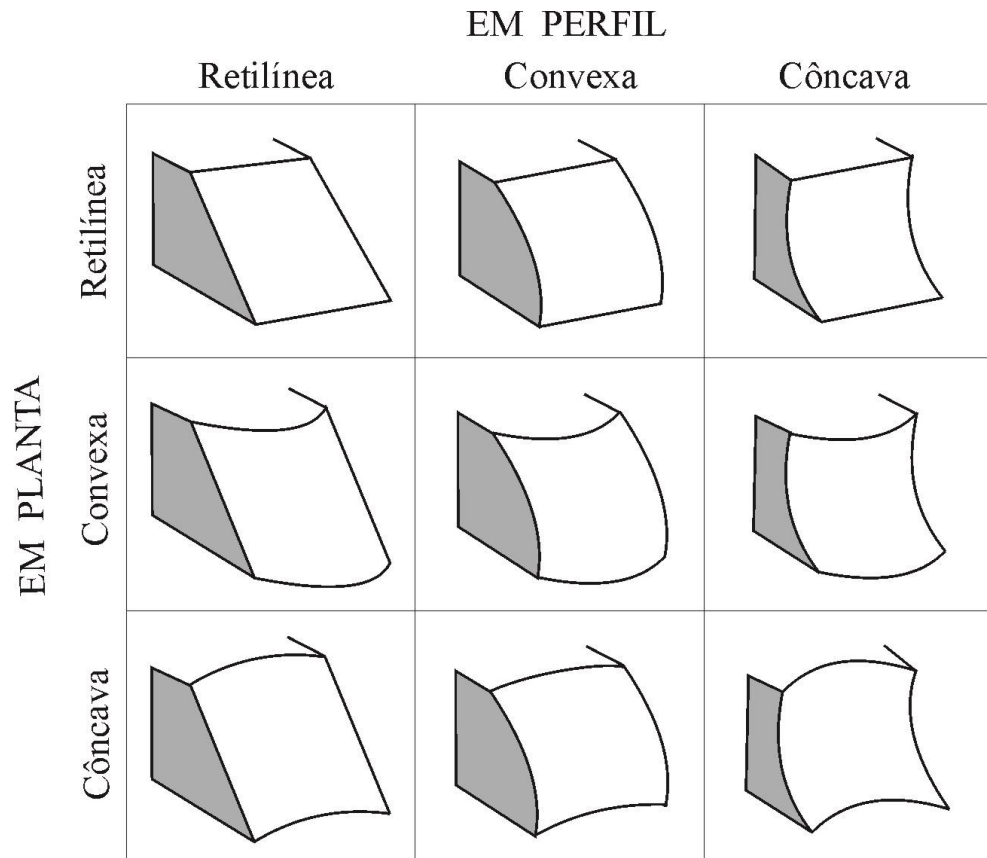


Figura 14 – Formas de encostas. (Modificado de Parsons, 1988, *apud* Guerra *et al.*, 2011).

O outro fator macro-topográfico que controla o tipo de movimentação assumido pelo bloco é a declividade ou gradiente topográfico.

Além do relevo, a geometria e o volume do bloco são outros fatores importantes no modo de movimentação e no alcance dos blocos.

Esses parâmetros definem se o bloco se movimenta por queda livre, saltação ou rolamento, como mostrado na figura 15, ou ainda deslizamento e tombamento (Figura 16).

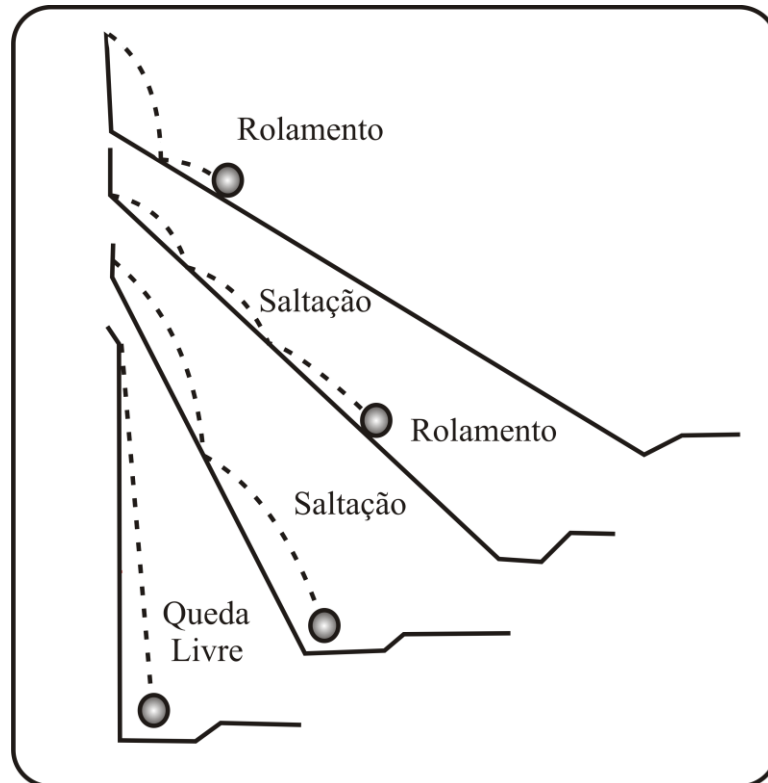


Figura 15 – Influência da inclinação da encosta no comportamento do bloco ao longo de sua trajetória (Modificado de FHWA, *apud* Hoek, 2006).

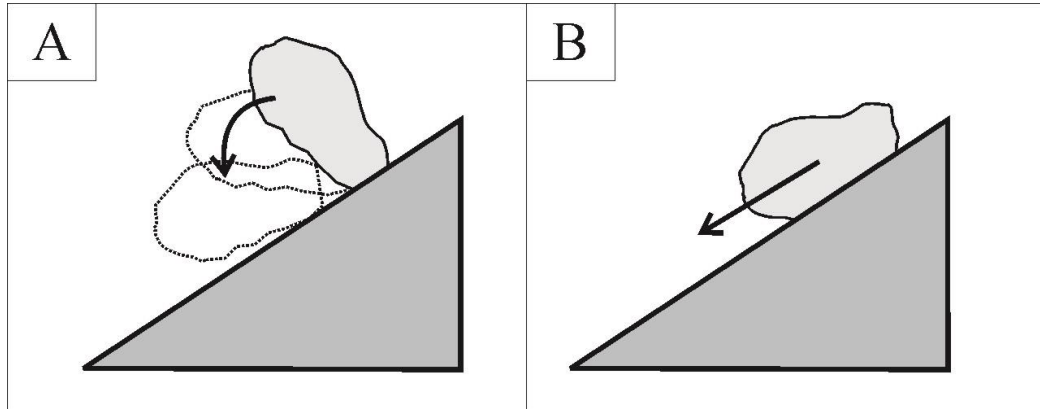


Figura 16– Modos de movimentação do bloco: (A) tombamento; (B) deslizamento.

Na maioria dos casos, ocorrerá a presença de mais de um modo de movimentação do bloco ao longo do seu percurso. Na figura 17 é possível observar a predominância de certo modo de movimentação do bloco rochoso em relação a outro em função de diferentes inclinações do talude. A queda livre, por exemplo, poderá ser observada naqueles taludes com ângulo superior a cerca de 35° , sendo sua predominância em relação aos demais modos de movimentação constatada a partir dos 65° de inclinação.

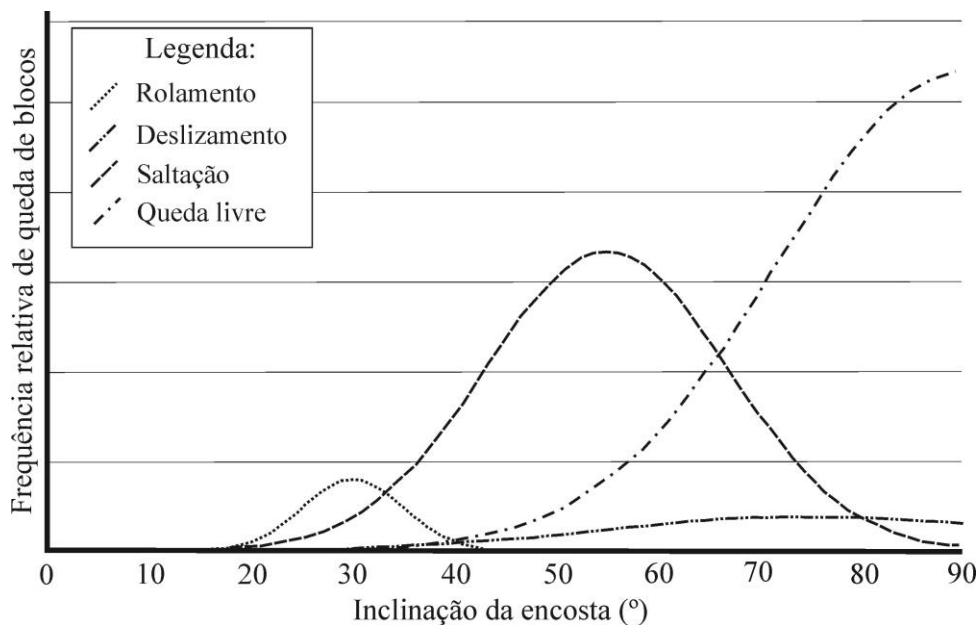


Figura 17 – Variação da predominância dos modos de movimentação dos blocos rochosos em função do ângulo da encosta. (Dorren *et al.*, 2011).

Guzetti *et al.* (2002) identificaram características típicas de cada um desses modos de movimentação. Os deslizamentos, por exemplo, estariam praticamente limitados a fase inicial de movimentação do bloco, ocorrendo em curtas distâncias. Uma característica marcante é sua baixa velocidade e considerável perda de energia se comparado aos outros modos de movimentação. Isso se deve à interface bloco-superfície, que é maior no deslizamento se comparado aos outros modos de movimentação, gerando assim grande atrito nessa interface e dissipando energia cinética no movimento. É importante destacar que os deslizamentos ocorrem preferencialmente durante a movimentação de blocos alongados, denominados lascas.

Da mesma maneira que o deslizamento, o tombamento é outro modo de movimentação preferencial das lascas, sendo o mais raro de todos. Após o tombamento do bloco, geralmente há o deslizamento do mesmo sobre a superfície do talude.

Dentre os citados modos de movimentação, a saltação é a mais comum no processo de movimentação dos blocos, predominando em encostas cuja inclinação varia desde 33° até 65°, conforme atesta a figura 17. Também é o modo de movimentação menos entendido e o de mais difícil previsão (Volkwein *et al.*, 2011). Sob ação da gravidade, a saltação ocorre sob alta velocidade ao longo de percursos parabólicos, conforme mostrado na figura 18. Durante todo o processo, a perda de energia devido à resistência do ar é desprezível se comparada com a energia perdida nos sucessivos impactos contra a superfície do terreno.

Segundo Volkwein *et al.* (2011) num salto parabólico, a altura da parábola (J) está intimamente relacionada com a distância percorrida pelo bloco na parábola (S). De acordo com esses autores a relação entre esses parâmetros é a seguinte:

- $J/S = 1/6$ para parábolas com altas alturas;
- $J/S = 1/8$ para parábolas de médias alturas;
- $J/S = 1/12$ para parábolas com pequenas alturas.

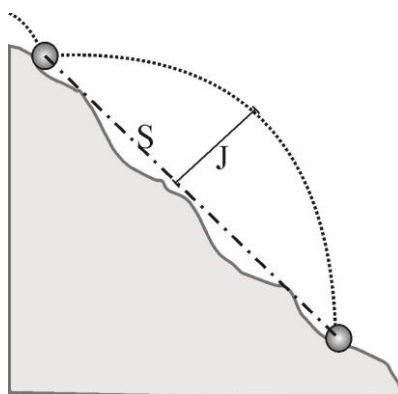


Figura 18 – Variação da predominância dos modos de movimentação dos blocos rochosos em função do ângulo da encosta. (Dorren *et al.*, 2011).

Vijayakumar *et al.* (2012) verificaram que tanto a altura assumida pelos blocos nas saltações (J) como a distância entre sucessivos impactos (S) são dependentes do tamanho e volume dos blocos.

Raramente observado na natureza (Guzetti *et al.*, 2002), o rolamento frequentemente ocorre com saltações curtas, onde o bloco rochoso forma pequenas e baixas parábolas de vôo. Para ocorrer o rolamento, os blocos necessariamente devem ser esferas, cilindros ou discos e estar sob condições de baixa velocidade em superfícies retilíneas ou convexas. O talude deve apresentar baixa e média inclinação e a superfície possuir baixa rugosidade.

Volkwein *et al.* (2011) afirmam que é difícil a distinção entre o rolamento e o deslizamento uma vez que geralmente há a combinação dos dois tipos de movimentação em percursos de blocos de formatos irregulares.

Por fim, a queda livre é o modo de movimentação que se dá naqueles taludes que possuem elevada inclinação. Na queda livre, diferente dos outros modos de movimentação, não há qualquer interação com a superfície do talude, ou seja, há apenas um único impacto do bloco, onde ele se aloja. Dessa forma, o bloco sai de sua zona de origem e chega à sua zona de deposição sem qualquer interação com a zona de transição do talude.

Apesar de geralmente envolverem volumes limitados, queda/rolamento de blocos são caracterizados pela sua imprevisibilidade, alta energia e mobilidade do material envolvido, tornando-os uma das principais causas de fatalidade dentre os tipos de movimentos de massa (Agliardi e Crosta, 2003). O maior perigo inerente a esse movimento de massa é quando não há perda substancial de energia durante o percurso do bloco, fazendo com que este consiga um grande alcance. Ayala-Carcedo *et al.* (2003) afirmam que os fatores que afetam o modo de movimentação assumido pelos blocos descritos anteriormente são os mesmos que condicionam o alcance.

2.3. O Risco associado à queda de blocos

Segundo a Organização das Nações Unidas (2002), *risco* é definido como:

[...] a probabilidade de consequências danosas, ou a perda esperada (de vidas, feridos, propriedades, meios de subsistência, trauma, atividade econômica interrompida ou ambiente danificado) resultantes das interações entre perigos naturais ou induzidas pelo homem e condições vulneráveis.

O risco pode ser expresso como sendo o produto entre a *probabilidade* e a *consequência*, onde *consequência* é qualquer resultado indesejável decorrente de um movimento de massa, que possui certa *probabilidade* de ocorrência (Pacheco e Coutinho, 2006). Como consequência dos efeitos provocados por movimentos de massa, tem-se danos socioeconômicos, como perdas de vidas humanas, perdas materiais diversas, interrupções de serviços públicos, dentre outros que podem ocorrer nessas regiões (Figuras 19 A e B).



Figura 19 – Risco que a queda de blocos pode apresentar a: (A) Áreas residenciais na cidade de Atrani, Itália (Budetta e Santo, 1994); (B) Infraestrutura local (Chau *et al.*, 2002).

Conforme Dai *et al.* (2002) o risco pode ser individualizado em dois segmentos: aquele que se aplica a perda de vidas e aquele associado a perdas econômicas. Esses riscos estão representados respectivamente pelas equações 4 e 5.

$$R(DI) = P(H) \times P(S/H) \times P(T/S) \times V(L/T) \quad (4)$$

$$R(PD) = P(H) \times P(S/H) \times V(P/S) \times E \quad (5)$$

Onde: $R(DI)$ é o risco de perda de vida em um ano;

$R(PD)$ é o risco anual de perda econômica;

$P(H)$ é a probabilidade anual de ocorrer o movimento de massa;

$P(S/H)$ é a probabilidade de impacto espacial dado a ocorrência do evento;

$P(T/S)$ é a probabilidade de impacto temporal, dado o impacto espacial;

$V(L/T)$ é a vulnerabilidade do indivíduo (probabilidade de perda de vida do indivíduo dado o impacto);

$V(P/S)$ é a vulnerabilidade da propriedade (proporção da propriedade perdida); e

E é o elemento em risco (por exemplo, o valor da propriedade).

Conforme a definição da Organização das Nações Unidas (2002), *vulnerabilidade* é:

[...] o conjunto de condições e processos resultantes de fatores físico, social, econômico e ambiental que aumentam a susceptibilidade de uma comunidade (ou infraestrutura) ao impacto dos riscos.

No caso de queda de blocos o risco é uma tarefa difícil de ser avaliada, pois é difícil e complexo prever a trajetória exata do bloco de rocha em determinada região. As incertezas acerca desse risco são comparáveis à que ocorre na previsão de trajetória de uma bola de bilhar após várias colisões (Ruelle, 1987; *apud* Jaboyedoff e Labiouse, 2011). Dessa forma é um desafio, ainda hoje, o mapeamento de risco que exige a definição da distância percorrida e a área que pode ser atingido pelos blocos.

Segundo Jaboyedoff *et al.* (2005), no caso de queda de blocos o risco num ponto x , para uma dada energia cinética E , é encontrada pelo produto da probabilidade de que haja a

ocorrência do fenômeno em um determinado período de tempo ou frequência (λ_f) pela probabilidade de que o bloco chegue ao ponto x (P_p). Essa relação é expressa como:

$$R(E, x) = \lambda_f \cdot P_p(E, x) \quad (6)$$

Nessa definição, para a determinação do grau do risco é necessário o conhecimento de três fatores, a saber:

- A suscetibilidade temporal e espacial da ocorrência de queda de blocos em determinado ponto;
- A trajetória tridimensional e o alcance dos blocos;
- A distribuição espacial da intensidade de queda de blocos em cada porção do terreno.

Como se vê, o essencial no estudo de risco associado à queda de blocos rochosos é como se dá a variação no espaço e no tempo de parâmetros correlacionados a tal fenômeno, tais como energia cinética ao longo da trajetória do bloco, alcance e declividade da encosta (Figura 20).

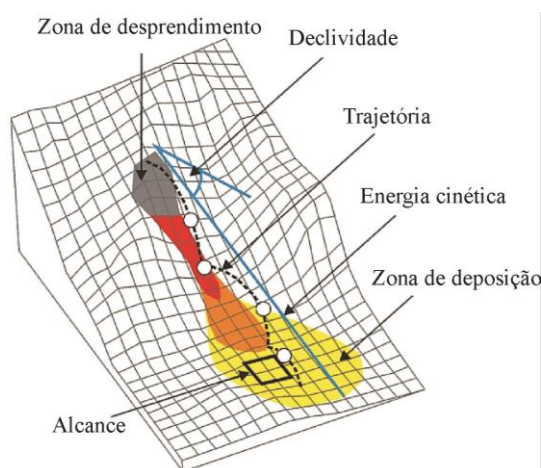


Figura 20 – Alguns dos parâmetros que influenciam na determinação de risco associado à queda de blocos (Modificado de Jaboyedoff *et al.*, 2011, *apud* Volkwein *et al.*, 2011).

Em regiões montanhosas do planeta, a queda de blocos é um tipo frequente de movimento de massa, sendo uma das principais causas de danos e fatalidades. Segundo Chau *et al.* (2002), a queda de blocos rochosos constitui em um sério risco às rodovias (Figura 21), áreas residenciais e construções situadas nessas áreas ou próximas a elas. O número de pessoas mortas por esse tipo de movimento de massa tende a ser da mesma ordem que as

peessoas mortas por todas as outras formas de instabilidade que ocorrem em maciços rochosos (Hoek, 2006).

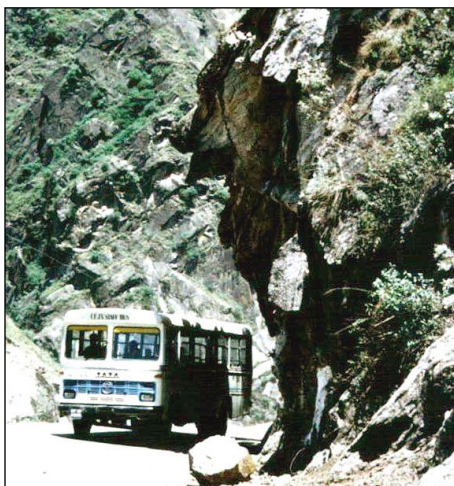


Figura 21 – Rodovia construída num terreno montanhoso. Queda de blocos é um grande perigo sobre essas rodovias (Hoek, 2006).

As cadeias montanhosas dos Alpes e dos Jura ocupam a maior parte do território suíço. Dessa forma, esse país europeu propôs uma classificação do risco associado à queda de blocos em função de dois parâmetros. O primeiro diz respeito à probabilidade de tal fenômeno reincidir sobre certa localidade, ou seja, do período de retorno (em anos). O segundo refere-se à estimativa da magnitude da energia cinética envolvida no processo.

A partir da quantificação desses dois fatores envolvidos na queda de blocos, os suíços definiram três zonas: zona de risco alto, médio e baixo (Figura 22).

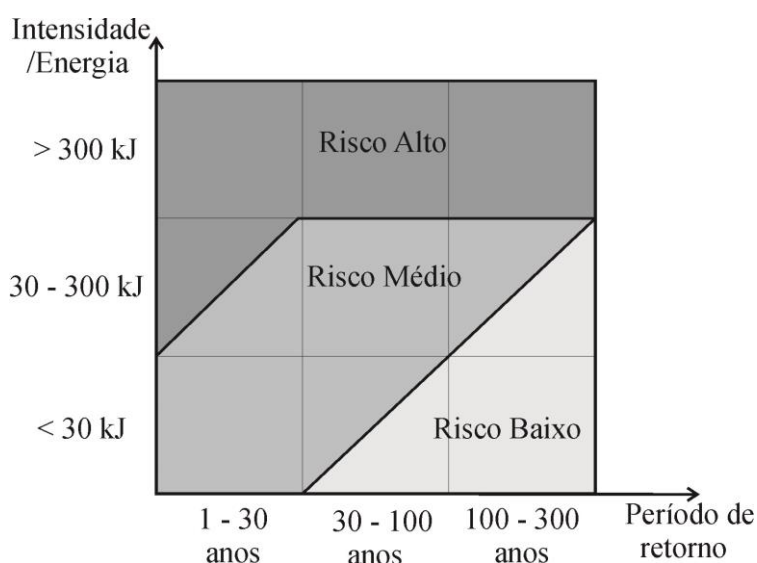


Figura 22 – Classificação de risco suíça para queda de blocos (Volkwein *et al.*, 2011).

Não só regiões escarpadas sofrem com o problema. Locais submetidos a grandes amplitudes de temperatura, por exemplo, estão sujeitas à queda de blocos. O túnel rodoviário Hanekleiv, localizado na Noruega, uma nação que se enquadra nessa situação, começou a apresentar problemas de queda de blocos 10 anos após o término de sua construção (Mao *et al.*, 2012). Blocos de diferentes proporções desprenderam-se do teto do túnel, como mostrado na figura 23.



Figura 23 – Área do túnel Hanekleiv onde ocorreu queda de blocos. (Mao *et al.*, 2012).

Lan *et al.* (2010) reportam também o prejuízo econômico provocado pela queda de blocos nas ferrovias canadenses. Segundo eles, as empresas que cuidam das ferrovias do país *Canadian Pacific Railway* e *Canadian National Railway*:

[...] têm sido vítimas de perdas causadas por queda de blocos, incluindo danos à infraestrutura, interrupção dos negócios e os impactos ambientais. Por exemplo, entre as perdas de todos os acidentes ferroviários durante 1992 a 2002, as causadas por queda de blocos são as mais severas, com uma perda média de CAD \$ 400.000 e mais longa duração de interrupção em um acidente.

No caso de rodovias, por exemplo, o Departamento de Estradas de Rodagem do Estado de Washington (EUA), afirma que:

[...] 45 por cento de todos os problemas em encostas instáveis no estado estão relacionadas com queda de blocos rochosos (Badger e Lowell, 1992; *apud* Hoek, 2006).

O túnel Guoliang é considerado uma das estradas mais perigosas do mundo. Construído na província de Henan (China) e com cerca de um quilômetro de extensão, o túnel apresenta um elevado número de acidentes e fatalidades. Na maioria das vezes, tais acontecimentos são provocados pela queda de blocos que se desprendem do teto do túnel. Uma visão de parte do túnel se encontra na figura 24, onde são observadas famílias de descontinuidades no maciço rochoso, que, devido as suas características (especialmente orientação e persistência), levam a segregação de blocos do maciço rochoso.



Figura 24 – Túnel de Guoliang, China. Em destaque um bloco praticamente segregado do maciço rochoso (Foto de autor desconhecido).

A Divisão Rodoviária do Estado do Oregon (Estados Unidos da América) criou uma forma de avaliação do risco associado à queda de blocos: o RHRS (*Rockfall Hazard Rating System*). Essa classificação é a mais utilizada na classificação do risco em rodovias norte-americanas e canadenses (Hoek, 2006). Para isso dá-se pontuação que varia de 3 a 81 pontos a diferentes quesitos ou categorias. Tais categorias são identificadas no quadro 3. O risco é encontrado com o somatório de todas essas categorias, identificando-se assim os trechos de taludes rochosos mais problemáticos de uma rodovia. Esses possuem os maiores valores.

Quadro 3 – Classificação de Risco RHRS (Modificado de Hoek, 2006).

Categoria	Critérios de Avaliação e Pontuação			
	3 Pontos	9 pontos	27 pontos	81 pontos
Altura do talude	25 Pés (7,6m)	50 Pés (15,2m)	75 Pés (22,9m)	100 Pés (30,5m)
Eficácia da área de captação	Boa captação	Captação moderada	Captação limitada	Captação nula

Risco Médio aos Veículos		25% do tempo	50% do tempo	75% do tempo	100% do tempo	
Distância de visibilidade ou de decisão (%)		Distância de visibilidade adequada (100%)	Distância de visibilidade moderada (80%)	Distância de visibilidade limitada (60%)	Distância de visibilidade muito limitada (40%)	
Largura da rodovia		44 pés (13,4 m)	36 pés (11,0 m)	28 pés (8,5m)	20 pés (6,1 m)	
Características Geológicas	Caso 01	Condição estrutural	Descontinuidades não persistentes com orientação favorável	Descontinuidades não persistentes com orientação variada	Descontinuidades não persistentes com orientação desfavorável	Descontinuidades persistentes com orientação desfavorável
		Superfície do bloco de rocha	Rugosa e irregular	Ondulada	Lisa	Argilosa ou polida
	Caso 02	Condição estrutural	Poucas feições de erosão diferencial	Feições de erosão diferencial ocasionais	Muitas feições de erosão diferencial	Enormes feições de erosão diferencial
		Diferença nas taxas de erosão	Pequena diferença	Moderada diferença	Grande diferença	Extrema diferença
Tamanho do bloco ou volume total de blocos		1 pé (0,30 m)	2 pés (0,61 m)	3 pés (0,91 m)	4 pés (1,22 m)	
		3 jardas cúbicas (2,3m³)	6 jardas cúbicas (4,6 m³)	9 jardas cúbicas (6,9 m³)	12 jardas cúbicas (9,2 m³)	
Clima e presença de água no talude		Baixa a moderada precipitação; não há neve e nem água no talude.	Moderada precipitação ou curto período de neve ou pequena presença de água no talude.	Alta precipitação ou longos períodos de neve ou presença contínua de água no talude.	Alta precipitação e longo período de neve ou presença de água contínua no talude e longo período de neve.	
Histórico		Poucas quedas	Quedas ocasionais	Muitas quedas	Quedas constantes	

Para o esclarecimento de método, comentários devem ser feitos acerca de algumas dessas categorias.

A eficácia da área de captação lateral da rodovia (vala) é medida pela sua capacidade de impedir que o bloco de rocha atinja a rodovia. Ao estimar a eficácia da vala, o avaliador deve considerar os seguintes fatores:

- Altura e inclinação do talude;
- Profundidade, largura e forma da vala;
- Tamanho do bloco e volume de blocos que podem ocorrer;

O risco médio aos veículos (AVR) corresponde ao percentual do tempo que o veículo está presente em determinada faixa da rodovia, sendo calculado pela equação 7.

$$AVR = \left\{ \frac{(\text{Tráfico médio por dia}) \cdot [(\text{Comprimento do talude (milhas)})]}{\text{Limite de velocidade} \left(\frac{\text{milhas}}{\text{hora}} \right)} \right\} \cdot 100\% \quad (7)$$

A distância de visibilidade ou de decisão é a categoria usada para indicar o comprimento da pista (em pés) necessário para que o condutor do veículo tome uma decisão complexa ou instantânea. Essa categoria contribui com uma maior pontuação à medida que há o aumento dessa distância. Eventualmente obstáculos na pista podem se tornar problemas para o motorista, já que o mesmo pode não identificá-lo a tempo de executar a manobra adequada.

As condições geológicas da encosta são individualizadas em dois casos, sendo que o avaliador escolhe apenas uma delas a partir de características do maciço.

O caso 1 refere-se aos maciços onde as discontinuidades levam a segregação e consequente queda de blocos. Essa característica é típica de maciços formados por rochas ígneas e metamórficas.

O caso 2 corresponde aos maciços onde a erosão diferencial é evidente, sendo o fator preponderante que leva ao início da movimentação do bloco encosta baixo. Diferentes litologias que eventualmente compõem um maciço podem estar sujeitas à erosão diferencial. É o caso, por exemplo, de um maciço formado pela intercalação de arenitos e folhelhos (Figura 25). Nesse caso um ou mais blocos podem se desprender do maciço devido à perda de sustentação na base do(s) mesmo(s), visto que a massa de rocha ali existente foi erodida.

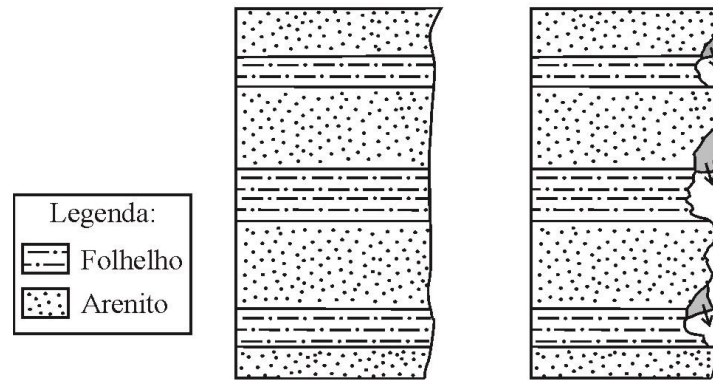


Figura 25 – Representação da atuação da erosão diferencial em maciço constituído por arenito e folhelho.

Segundo Alejano *et al.* (2008), a maior parte dos pesquisadores dedicam-se ao estudo do fenômeno em rodovias. Contudo, segundo os mesmos pesquisadores, o problema é um fator relevante em pedreiras. Dados coletados em diferentes localidades da Espanha mostraram que a queda de blocos foi a principal causa de óbitos em pedreiras do país no período 1987-2005 (Figura 26).

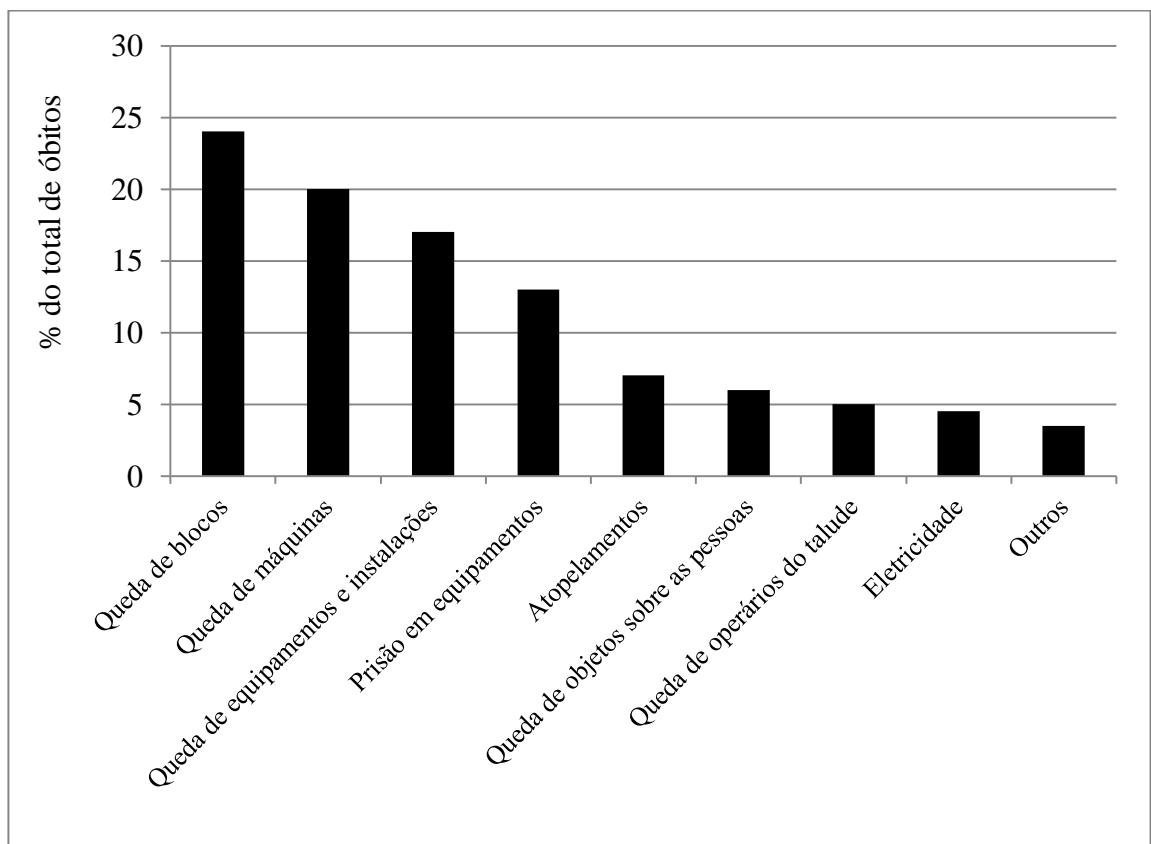


Figura 26 – Causas de mortes em pedreiras espanholas durante o período 1987-1995 (Modificado de ANEFA, 2001, apud Alejano *et al.*, 2008).

A partir do estudo de risco, pode ser concebido o zoneamento de determinada localidade. Nesse caso, *zoneamento* é definido como:

[...] a divisão da terra em áreas homogêneas ou domínios e sua classificação de acordo com graus de risco potencial/real causado pelo movimento de massa (Varnes, 1984).

De acordo com Anbalagan e Singh (1996), o zoneamento é mostrado em mapas de risco ou de suscetibilidade, também conhecidos como LHZ (*Landslide Hazard Zonation*).

Os mapas LHZ são úteis para atender a dois propósitos:

- Identificação e delimitação de áreas de risco, de modo que regeneração ambiental pode ser iniciada pela adoção de medidas adequadas visando à redução do risco;
- Auxiliar os planejadores na escolha de locais mais favoráveis para o desenvolvimento de uma região, onde serão construídos, por exemplo, residências e rodovias.

(Anbalagan e Singh, 1996).

De acordo com Volkwein *et al.* (2011) o mapa LHZ é a etapa final de avaliação do risco, sendo útil no ordenamento territorial e na avaliação preliminar de medidas de proteção adequadas para determinada situação. Jaboyedoff *et al.* (2005) afirmam que a maneira mais comum na construção de mapas de risco é feita pela estimativa do perímetro definido pelo alcance dos blocos. Esse alcance pode ser determinado basicamente através de modelos empíricos ou numéricos (Copons *et al.*, 2009).

Um exemplo de mapa de suscetibilidade à queda de blocos é o concebido por Antoniou e Lekkas (2010) que, estudando parte da ilha de Santorini (Grécia), representaram três níveis de suscetibilidade. Esses foram determinados e representados no mapa graças à análise dos possíveis caminhos assumidos pelos blocos e seus respectivos alcances em programa de computador (Figura 27).

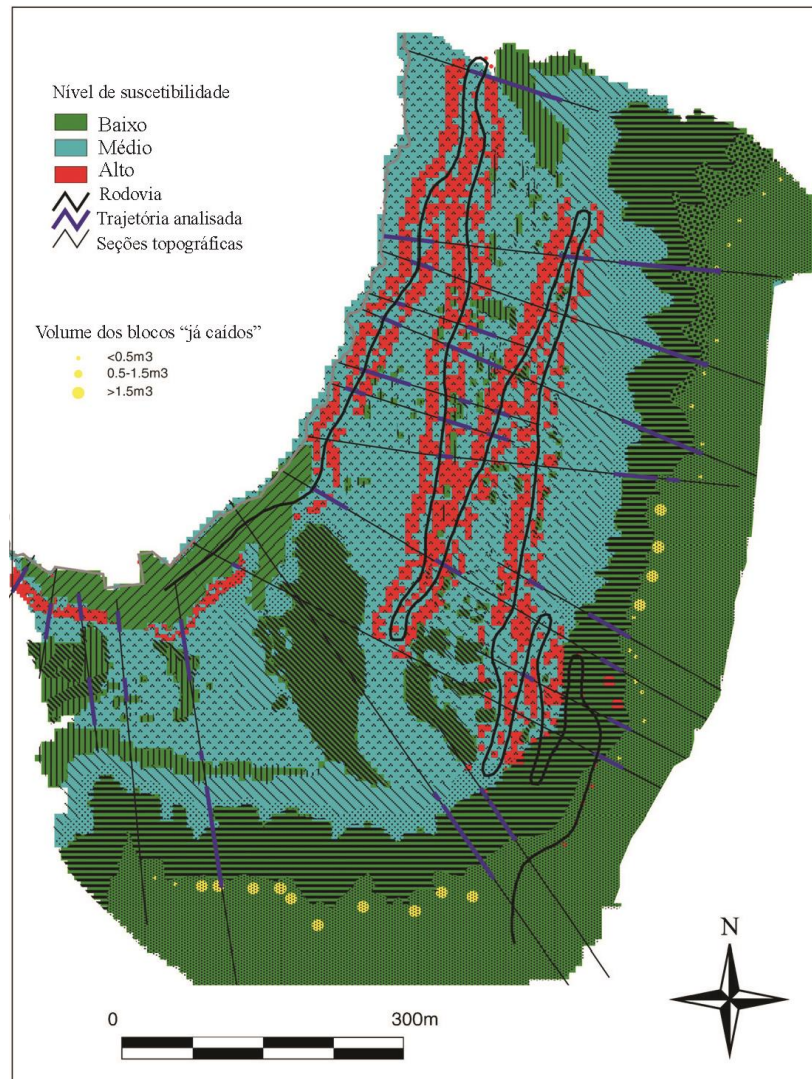


Figura 27 – Mapa de suscetibilidade de parte da ilha de Santorini. (Modificado de Antoniou e Lekkas, 2010).

O problema também afeta monumentos históricos e culturais declarados como patrimônio da humanidade pela UNESCO (Organização das Nações Unidas para a Educação, a Ciência e a Cultura). É o caso da Área Histórica de Gyoungju, destino de muitos turistas e budistas na Coreia do Sul. Aí se encontra uma enorme estátua de Buda esculpida em granito medindo 4,2 m de largura por 5,4 m de altura. Contudo Choi *et al.* (2009) concluíram através de estudos que o altar localizado à frente da estátua não é seguro para a visita de budistas e turistas já que a qualquer momento os blocos parcialmente segregados do maciço podem atingir o altar (Figura 28). Ademais, a cabeça da estátua é vulnerável a queda desses blocos. Dessa forma esses autores pregam que a melhor solução para o caso seria a remoção cuidadosa dos blocos, preservando assim o monumento histórico e cultural.

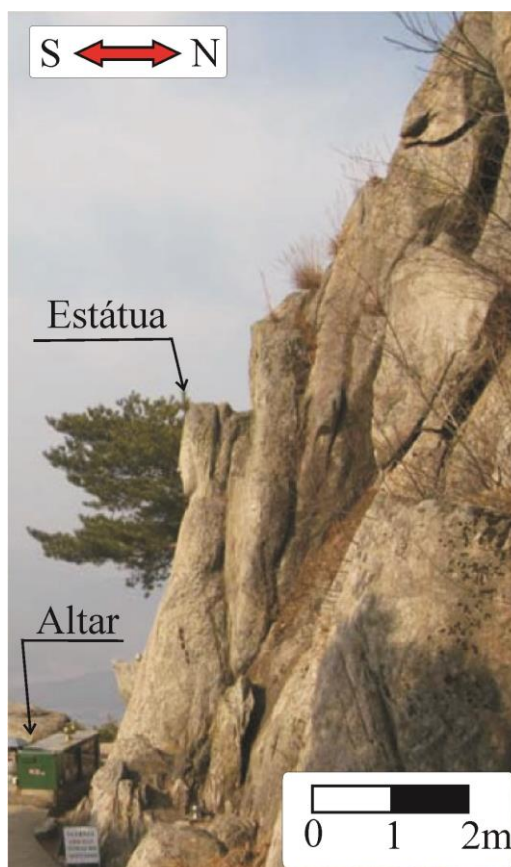


Figura 28 – Vista lateral da estátua de Buda em Gyeongju (Modificado de Choi *et al.*, 2009).

A situação se repete na Capadócia, região central da Turquia, que recebe cerca de dois milhões de turistas por ano. Lá a erosão deixou sua marca, formando estruturas conhecidas como “chaminés mágicas”. Uma dessas estruturas é o Castelo de Ortahisar, que foi aproveitado pelo homem como moradia e defesa há alguns séculos.

O aparecimento de problemas relacionados à queda de blocos se deve basicamente a esses dois fatores: a ocorrência natural de quatro famílias de descontinuidades no maciço e as escavações realizadas pelo homem, que agravou a situação.

Tunusluoglu e Zorlu (2009) estudaram o problema na região. Para isso identificaram e estimaram os pesos de nove blocos rochosos nas laterais do Castelo de Ortahisar (Figuras 29 A e B) e apontaram as possíveis trajetórias e alcances desses blocos. Considerando o zoneamento de risco que realizaram, esses autores aconselharam o fechamento do entorno do local ao turismo evitando assim possíveis perdas de vidas.

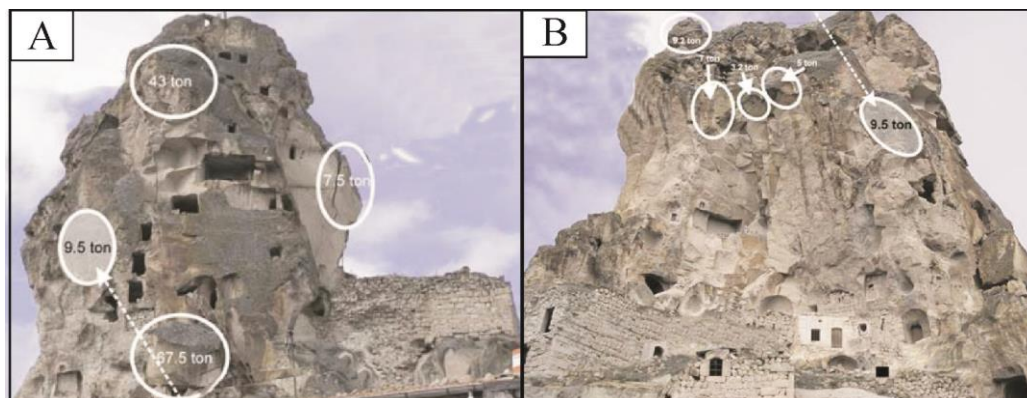


Figura 29 – Localização dos blocos e seus respectivos pesos no Castelo de Ortahisar observados do: (A) Lado Leste; (B) Lado Sul. (Modificado de Tunusluoglu e Zorlu, 2009).

Além do perigo relacionado à movimentação dos blocos, esse processo pode levar a deflagração de outros tipos de movimentos de massa. Isso porque a energia adquirida pelos blocos pode levar a eventual e imediata mobilização do material situado no sopé da encosta. Nesse caso ocorre movimento de massa do tipo complexo.

2.4. Fatores geradores de queda de blocos

Yilmas *et al.* (2008) afirmam que a geologia do local e o clima são os principais mecanismos causadores de tal movimento de massa. Mas, segundo Gunzburger *et al.* (2005), é difícil apontar uma explicação facilmente compreensível para a queda/rolamento de blocos.

Na verdade tal fenômeno é provocado por causas que envolvem diferentes períodos de tempo, ou seja, de curto, médio e longo prazo.

A distinção entre causas imediatas, como um forte abalo sísmico e causas menos imediatas, como a propagação gradual de descontinuidades por fadiga térmica ao longo do maciço rochoso (Vargas *et al.*, 2004), decorre do fato de que enquanto as primeiras provocam o desprendimento de um bloco em um pequeno período de tempo, as últimas são praticamente imperceptíveis e insuficientes para induzir uma ruptura quando de sua ocorrência única. No último caso, essas causas requerem um longo período de tempo para se tornarem eficazes e finalmente segregarem o bloco do maciço rochoso.

Nas causas de médio a longo prazo, a resistência diminui gradativamente devido, por exemplo, a ação do intemperismo que age sobre o maciço rochoso ou a erosão que aumenta o ângulo de inclinação da encosta. Já as causas de curto prazo são representadas por fenômenos que podem ser violentos e breves, como um evento de chuvas intensas ou de um forte terremoto. No caso dos terremotos como causa iniciadora da movimentação de blocos,

destaca-se o caso de Caramarico. Segundo Wasosky e Gaudio (2000), a localidade situada na região central da Itália é uma das mais propensas do país a atividades sísmicas, sendo essas registradas desde 1627. A cidade está situada no sopé de uma encosta, onde blocos carbonáticos de diferentes tamanhos se encontram presentes (Figura 30).

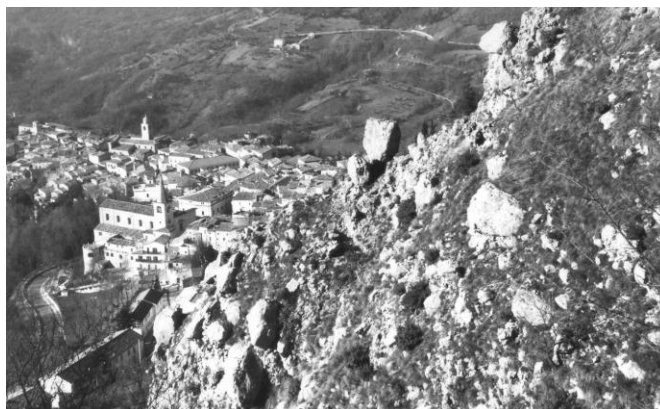


Figura 30 – Visão de Caramarico e dos blocos carbonáticos (Wasosky e Gaudio, 2000).

De acordo com Gunzburger *et al.* (2005), as causas de médio a longo prazo produzem mudanças na resistência ou geram forças perturbadoras que agem sobre o maciço são denominadas *fatores de preparação*. Para serem eficazes, os seus pequenos e quase imperceptíveis efeitos devem ser acumulados até causar a segregação do bloco. Um exemplo de fator de preparação é a propagação das descontinuidades através do maciço rochoso. Essa propagação está relacionada com algumas causas, tais como a pressão exercida pela água entre as paredes de juntas, consideráveis flutuações térmicas que, eventualmente podem provocar a propagação das fraturas pré-existentes (Vargas *et al.*, 2004) ou o crescimento de raízes de plantas nessas fissuras, o que leva ao desprendimento dos blocos rochosos (Hoek, 2006).

Estudos sugerem que algumas quedas de blocos são originadas a partir de sucessivos processos de congelamento-descongelamento da água, que eventualmente preenche as descontinuidades de um maciço (Matsuoka e Sakai, 1999). Esse processo de congelamento-descongelamento se dá pela variação de temperatura que há num dia ou com o passar das estações durante o ano. Gardner (1983, *apud* Dorren, 2003), observou e concluiu que quedas de blocos nas Montanhas Rochosas do Canadá ocorriam especialmente devido ao fato das vertentes rochosas estarem expostas à alternância de congelamento e descongelamento da água. Este evento é típico também em áreas pertencentes aos Alpes europeus.

Matsuoka e Sakai (1999) monitoraram e compararam o volume de blocos com a amplitude de temperatura na área de Hosozawa, leste da Montanha Ainodake (Japão). Esta possui 3.189 metros de altitude, estando propensa a ciclos de glaciação e deglaciação. Sondas foram instaladas em três locais para identificar e gravar as temperaturas na superfície e a 10 e 40 cm de profundidade. Eles concluíram que o maior volume de blocos rochosos se dava de 5 a 15 dias após o início do degelo na área.

Outro fator de preparação são as atividades de origem antrópica que podem levar à diminuição da estabilidade do maciço rochoso. Geralmente atividades humanas ainda são um fator de menor importância quando comparados com fatores geológicos, embora localmente possam ser de grande importância, quando por exemplo há o corte da encosta por pedreiras ou escavações visando a infraestrutura na localidade (Dorren, 2003).

Causas relacionadas às mudanças de curto prazo são chamadas de *desencadeadoras* (ou *fatores desencadeantes*) e constituem aquelas onde a separação do bloco é mais direta, ou seja, são causas que com apenas uma única ocorrência pode desencadear a queda/rolamento de blocos. É importante ressaltar que há uma zona de transição entre os fatores de preparação e os fatores desencadeantes. Por isso, a queda/rolamento de blocos pode ser resultado de numerosas causas que podem agir em diferentes prazos.

Uma curiosidade acerca de um fator desencadeante é aquele provocado por animais que vivem em regiões suscetíveis à ocorrência de blocos rochosos. A camurça, por exemplo, é uma espécie de caprino que vive nas montanhas do continente europeu. De acordo com Dorren (2003), esse mamífero pode provocar o início da movimentação de um ou mais blocos rochosos em função da sua escalada em penhascos íngrimes.

Os fatores de preparação e desencadeantes não agem de forma idêntica em todas as encostas, uma vez que as condições iniciais não são as mesmas de um local para outro. Algumas encostas são de fato mais favoráveis do que outras para a ocorrência de queda/rolamento de blocos, devido à geomorfologia, vegetação, litologia e a geometria, orientação e densidade das discontinuidades por exemplo. Estes elementos são referidos como *fatores de predisposição*. Diferentemente dos fatores de preparação e desencadeantes que são definidos de acordo com o tempo necessário para sua ação no desprendimento do bloco, os *fatores de predisposição* se atem apenas as características naturais do local. Eles definem o quadro geral da encosta que, propicia, em graus variados, o aparecimento de instabilidades na área.

Esses fatores de queda/rolamento de blocos mais frequentemente documentados estão citados no quadro 4. Tais fatores podem ser agrupados em razão da sua natureza, que pode ser de caráter mecânico, hidrológico e meteorológico, geoquímico e térmico.

Quadro 4 – Fatores geradores de queda de blocos rochosos (Gunzburger *et al.*, 2005).

	Fatores de predisposição	Fatores de preparação	Fatores desencadeantes
<i>Mecânico</i>	Vales com lados íngremes	Aumento da declividade	Terremotos de grande magnitude
	Rede de fraturas bem desenvolvida	Atividade sísmica	Ciclos de congelamento-descongelamento da água presente nas fraturas
	Tensões provenientes de neotectonismo	Processo de danos provocados por ações antrópicas	
<i>Hidrológico e meteorológico</i>	Climas com altos índices de precipitação	Regime de chuvas regulares	Forte chuva
			Rápido derretimento do gelo
<i>Térmico</i>	Climas com grandes contrastes de temperatura	Oscilações de temperatura em um dia e nas estações do ano	?
<i>Geoquímica</i>	Mineralogia das rochas (resistência dos minerais frente ao intemperismo)	Progressiva alteração das paredes das descontinuidades	?

Diferentemente de Gunzburger *et al.* (2005) que classificaram as causas de queda de blocos em função do tempo necessário para que estas iniciem a deflagração do processo, Volkwein *et al.* (2011) as individualizaram em função de sua posição espacial. Dessa forma identificaram causas relacionadas a características do maciço, que chamaram de *parâmetros internos* (IP) e aquelas que agem no exterior do maciço, denominadas *fatores externos* (EF). Algumas das causas citadas por esses autores são mostradas no quadro 5.

Quadro 5 – Algumas causas geradoras de queda de blocos (Volkwein *et al.*, 2011).

Parâmetros Internos (IP)	Fatores externos (EF)
Geologia	Gravidade
Geomorfologia	Intemperismo
Hidrogeologia	Erosão
	Atividade sísmica
Propriedades mecânicas do maciço	Atividades humanas
	Clima

2.5. Medidas de proteção contra queda de blocos

A solução de casos envolvendo esse tipo de movimento de massa é de suma importância. A necessidade de proteção em áreas onde há esse fenômeno leva ao desenvolvimento e utilização de diferentes tipos de soluções, que visam impedir a movimentação inicial do bloco ou ainda interceptá-lo e desviá-lo durante a sua trajetória.

A proteção de uma estrada, ferrovia ou área habitada contra possíveis queda/rolamento de blocos exige a integração de uma série de atividades inter-relacionadas, incluindo a geologia de engenharia, a análise ambiental e de risco do local. A concepção de métodos de proteção contra queda de blocos rochosos envolve a avaliação dos possíveis caminhos que o bloco pode adquirir ao longo de sua movimentação. Essa análise inclui estudos geotécnicos e investigações necessárias para a modelagem de queda/rolamento de blocos para prever as trajetórias, velocidades e energia cinética assumida pelos blocos durante o percurso.

Volkwein *et al.* (2011) afirmam que a seleção da medida de proteção mais apropriada para determinada área onde há o risco relacionado a tal evento se dá de acordo com a frequência de ocorrência da queda de blocos e da energia obtida pelos blocos no seu percurso.

Segundo a fundação GeoRio (1999, *apud* Rocha, 2009), as técnicas de estabilidade de taludes rochosos são divididas em três grandes grupos de acordo com a consequência provocada pela sua implementação em determinado local. São elas:

- Eliminação do problema de instabilidade;
- Estabilização da encosta;
- Convivência com o problema.

A figura 31 apresenta um esquema que auxilia na seleção da solução mais apropriada, de acordo com as características envolvidas no estudo do problema. A partir da análise dos fatores envolvidos no processo, toma-se a decisão mais indicada para o caso em questão.

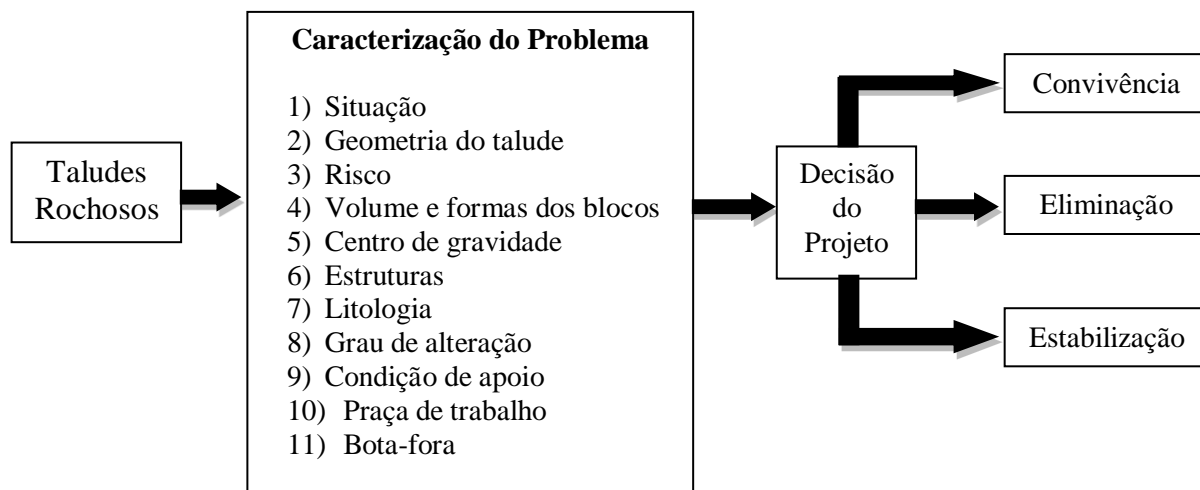


Figura 31 – Alternativas de soluções propostas para taludes rochosos (GeoRio, 1999; apud Rocha, 2009).

Diferentes medidas de engenharia podem ser utilizadas, algumas das quais são capazes de evitar o desprendimento de um ou mais blocos do maciço rochoso (*intervenções ativas* ou *de proteção*), enquanto outras são projetadas e construídas para interceptar e impedir os blocos durante o seu percurso (*intervenções passivas* ou *de prevenção*).

Um exemplo de intervenção ativa é aquela onde há a colocação de concreto na base do bloco rochoso tendo como objetivo principal a sua sustentação. Esse foi o método empregado no Morro do Queimado, Maciço da Tijuca, município do Rio de Janeiro (RJ) em 1993 (Figura 32). Para conter um bloco de cerca de dez mil toneladas que ameaçava se desprender sobre um conjunto de mansões localizado no bairro do Alto da Boa Vista, operários levaram cerca de 20 toneladas de ferro e 200 toneladas de concreto armado para o local, a 400m acima do nível do mar. Para isso, tiveram de construir uma escada de 1140 degraus. A estimativa de custo da obra no ano de sua construção foi de 388 mil dólares (Damasio, 1992).

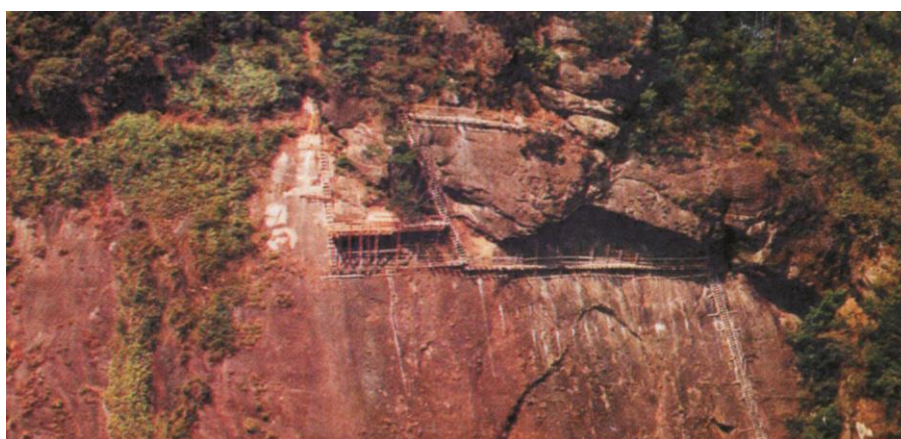


Figura 32 – Obra de contenção no Morro do Queimado, Rio de Janeiro (RJ) (Foto: Ary Maciel/ Revista Domingo).

Além dos métodos citados, em determinadas situações o bloco pode ser removido do local ou até desmontado, como mostra a figura 33. Esse desmonte pode ser feito através de processo mecânico, por explosivos ou por polímero expansivo. No caso do desmonte a fogo, deve-se tomar muito cuidado a fim de não acarretar danos ao maciço rochoso que possam levar a formação de novas fissuras, propagação e abertura daquelas já existentes e a individualização de lascas do maciço.

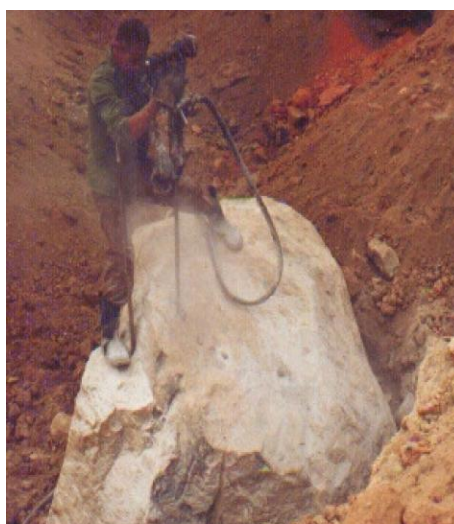


Figura 33 – Fragmentação de bloco rochoso por processo mecânico (GeoRio, 1999; *apud* Rocha, 2009).

Nas *intervenções passivas* são colocadas estruturas na encosta para interceptar o bloco, através da análise de sua possível trajetória. Diferentemente das intervenções ativas, nesse caso há o desprendimento do bloco do maciço rochoso e o intuito é a interceptação do bloco ou o desvio de trajetória. Algumas intervenções passivas são mostradas na figura 34.

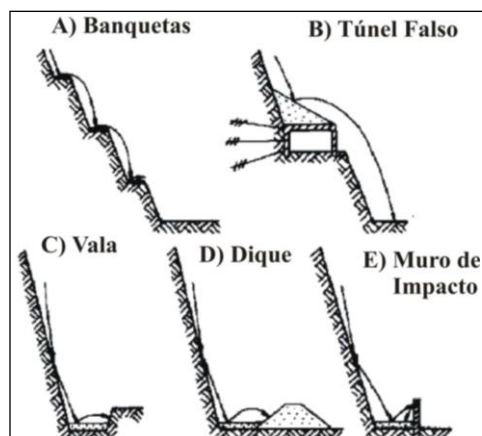


Figura 34 – Intervenções passivas mais utilizadas contra a queda de blocos (Spang, 1987, *apud* Hoek, 2006).

3. ÁREA DE ESTUDO

Quando o município de Petrópolis foi criado no dia 16 de março de 1843, a ideia inicial do imperador Dom Pedro II era de conceber uma cidade planejada. Essa missão coube ao major e engenheiro alemão Júlio Frederico Koeler. Para tal propósito, o engenheiro desenvolveu um planejamento urbanístico conhecido como Plano Koeler.

O Plano Koeler consistiu inicialmente de um levantamento topográfico do terreno, o que levou aproximadamente 13 meses. A ocupação da cidade seria feita de acordo com a geomorfologia da região, acompanhando os cursos dos três principais rios da cidade: Palatinado, Quitandinha e Piabanha, obtendo assim um formato tentacular, como mostrado no Anexo A.

Além disso, Koeler impôs determinadas regras que assegurassem a preservação do meio ambiente da cidade. Os lotes eram adaptados às encostas e era proibida a ocupação dos topos dos morros. Segundo Guerra *et al.* (2007), as principais características do Plano Koeler são as seguintes:

- Os lotes seguiam-se ao longo dos rios e tinham mais profundidade que largura (55m x 110m), subindo pelas encostas dos morros, adaptando-se à topografia acidentada;
- Era proibido utilizar o topo dos morros; proibido também a subdivisão dos lotes; as áreas com maior declividade não poderiam ser ocupadas, preservando-se a sua cobertura vegetal para evitar deslizamentos;
- Os proprietários tinham que plantar árvores nativas na testada dos terrenos; realizar a construção de calçada com 2,20 m de largura em alvenaria no prazo de um ano e em pedra no prazo de oito anos;
- Obrigação de cercar ou murar solidamente os prazos (lotes) de terra, dentro de um ano no máximo;
- Prévia aprovação das fachadas dos prédios;
- Obrigação de construir dentro de dois a quatro anos;
- Aos proprietários exigia-se que fosse conduzida a água dos telhados para as ruas por meio de canos;
- Todas as residências faziam frente para os rios, sendo que os esgotos seriam lançados em fossas no fundo dos terrenos, distantes dos cursos d'água, evitando-se assim qualquer tipo de contaminação dos mesmos.

Entretanto, especialmente nas últimas décadas, a situação do município se agravou com a crescente ocupação de áreas inadequadas por parte de cidadãos petropolitanos. Há,

inclusive, um avanço sobre áreas de proteção ambiental, caso da APA (Área de Proteção Ambiental) de Petrópolis. Hoje o quadro é grave e preocupante, com a ampliação do número de áreas de risco no município.

A APA Petrópolis foi criada em 1982 e regulamentada no ano de 1992 com tais objetivos, mas, o que se vê, é o total descumprimento da lei, uma vez que não há um processo ordenado e seguro da ocupação na região e nenhum projeto que assegure a sustentabilidade do uso dos recursos naturais. A APA possui área de cerca de 590 km², abrangendo áreas urbanas e rurais dos Municípios de Petrópolis, Magé, Duque de Caxias e Guapimirim.

Segundo o artigo 15 do Capítulo III da Lei Federal nº 9.985, de 18 de julho de 2000:

[...] a Área de Proteção Ambiental é uma área em geral extensa, com certo grau de ocupação humana, dotada de atributos abióticos, bióticos, estéticos ou culturais especialmente importantes para a qualidade de vida e o bem-estar das populações humanas, e tem como objetivos básicos proteger a diversidade biológica, disciplinar o processo de ocupação e assegurar a sustentabilidade do uso dos recursos naturais.

A Serra dos Órgãos ocupa a parte oeste do Município de Petrópolis, enquanto a leste e noroeste está presente o domínio geomorfológico da Serra das Estrelas, que são denominações locais da Serra do Mar. O relevo da área estudada está contido na Unidade Geomorfológica da Serra dos Órgãos (RADAM, 1983), apresentando um relevo acidentado, com desníveis altimétricos que variam de 770 a 1190 m., além de conter vales alongados e escarpas íngremes. No caso da APA Petrópolis cerca de 70 % de sua área possui declividade acentuada (acima de 30%), visto na Tabela 1.

Tabela 1 – Distribuição das classes de declividades na APA Petrópolis (Baptista e Calijuri, 2005).

Classe de Declividade (%)	Área (Km ²)	Área Relativa (%)
0 - 15	60,04	10,10
15 - 30	122,33	20,56
30 - 45	141,53	23,80
> 45	270,86	45,54

O trecho abaixo reproduz a lei que dispõe sobre o parcelamento do solo em áreas urbanas:

[...] não será permitido o parcelamento do solo:

I - em terrenos alagadiços e sujeitos a inundações, antes de tomadas as providências para assegurar o escoamento das águas;

II - em terrenos que tenham sido aterrados com material nocivo à saúde pública, sem que sejam previamente saneados;

III - em terreno com declividade igual ou superior a 30% (trinta por cento), salvo se atendidas exigências específicas das autoridades competentes;

IV - em terrenos onde as condições geológicas não aconselham a edificação;

V - em áreas de preservação ecológica ou naquelas onde a poluição impeça condições sanitárias suportáveis, até a sua correção.

(Parágrafo único do artigo 3º da Lei Federal nº 6.766/79)

A área de estudo (Figura 35) está situada no Bairro da Glória, Distrito de Cascatinha, cujos limites estão dentro da Área de Proteção Ambiental da Região Serrana de Petrópolis - APA Petrópolis. Não obstante podem-se observar ocupações na região. Por sua vez, Cascatinha é o segundo distrito do Município de Petrópolis, Região Serrana do Estado do Rio de Janeiro.

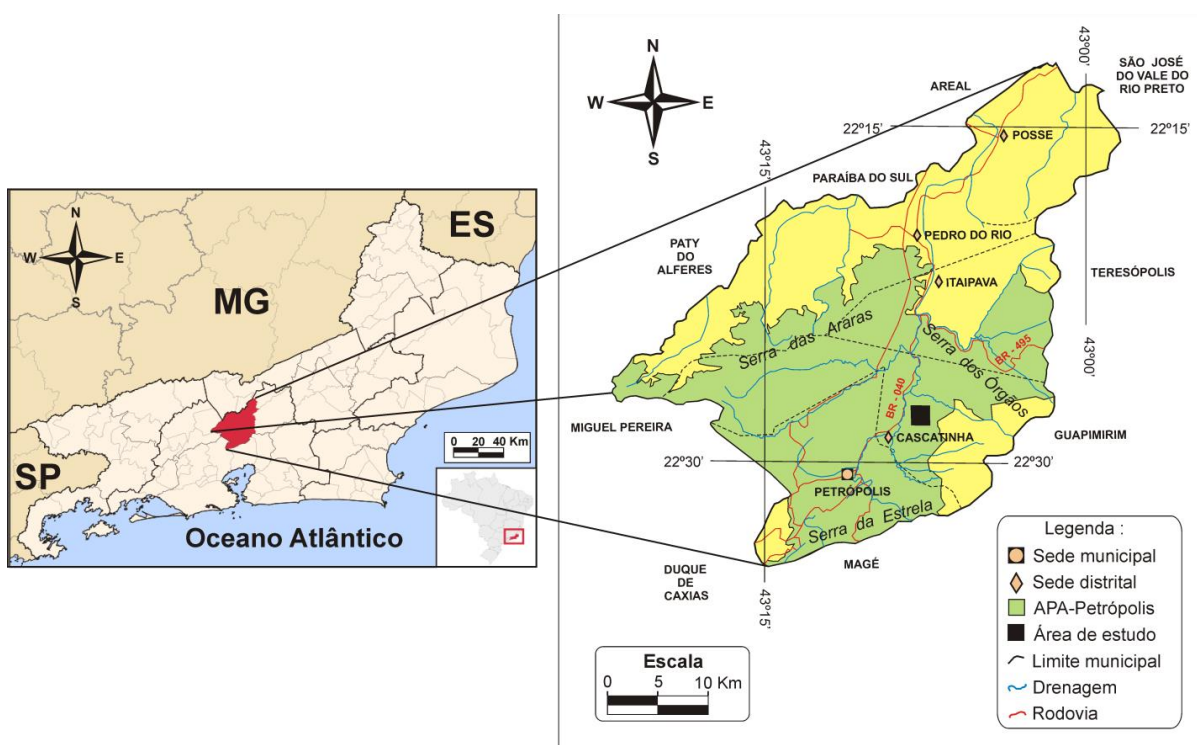


Figura 35 – Localização da área de estudo no Município de Petrópolis (Ribeiro, 2008).

O Bairro de Cascatinha dista cerca de 70 km da Ilha do Fundão (Rio de Janeiro) e aproximadamente 12 km do centro de Petrópolis. Partindo-se da capital fluminense, é necessário percorrer, sucessivamente, a BR-040 (também conhecida como Rodovia Washington Luís) até o km 62, a Estrada do Contorno, a Estrada União e Indústria, a Rua Vigário Correa e a Rua Nossa Senhora da Glória. Este itinerário está marcado em vermelho na figura 36.

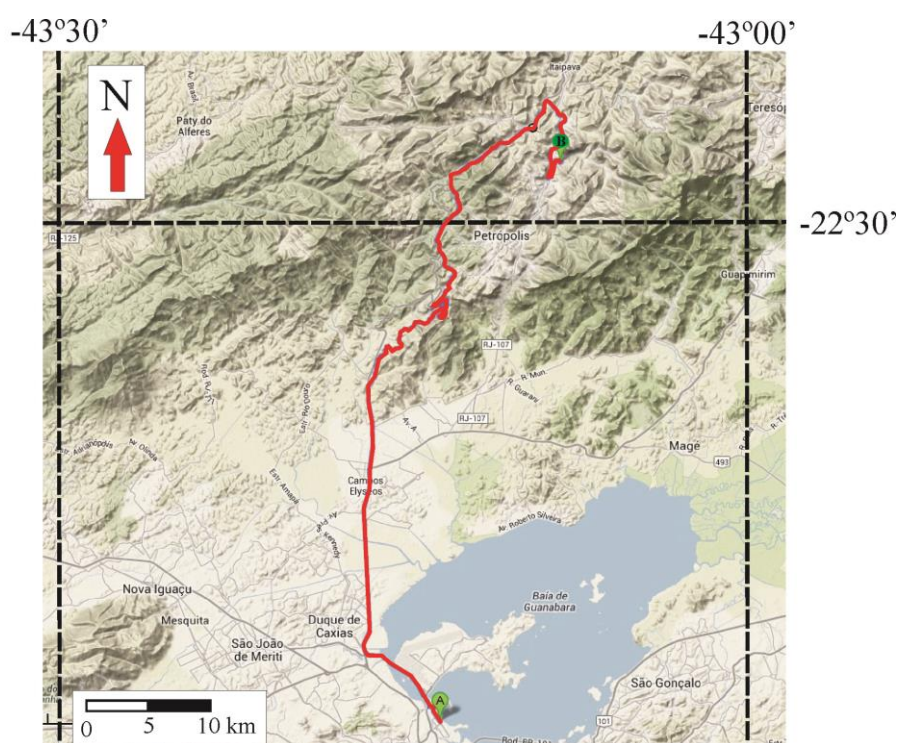


Figura 36 – Itinerário de acesso à área de estudo (Ponto B) a partir da Ilha do Fundão (Ponto A). Modificado de Google Maps (2013).

Com relação à geomorfologia, notadamente há um controle estrutural sobre a rede de drenagem do local, que direciona muitos rios da região, como o Rio Piabanha. Este é o principal curso fluvial, cuja drenagem apresenta padrão treliça e retangular (Gonçalves, 1998).

O relevo acentuado é marcante na área de estudo. Nesse local há uma porção mais elevada e escarpada (Apêndice A), onde se situam blocos de dimensões variadas, e caracterizada por morros em sua maioria com cumes arredondados e vales marcantes, onde está localizada a maior parte das construções (Figura 37). A morfologia geral está intimamente relacionada com as características litoestruturais das rochas e com as condições climáticas da região.

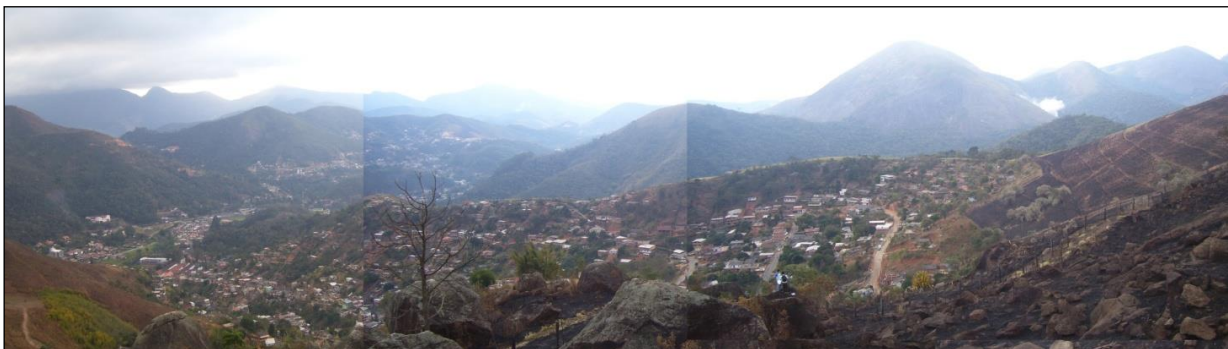


Figura 37 – Visão geral do local de estudo (Foto do autor).

O clima da região é o tropical de altitude, tendo uma das menores temperaturas do Estado do Rio de Janeiro: média de 21°C no verão e podendo chegar a valores inferiores a 18°C no inverno (Gonçalves, 1998). Apresenta umidade relativa do ar que gira em torno de 83% e precipitação média anual de 2200 mm. É entre os meses de Outubro e Março que se concentram as chuvas, sendo que em Dezembro os índices pluviométricos podem atingir 316 mm, correspondendo em cerca de 15% das chuvas anuais (Guerra *et al.*, 2007).

Não há vegetação de porte onde ocorrem afloramentos rochosos e onde há solo, ocorrem esparsos arbustos de médio porte e uma vegetação rasteira, consequência do acelerado processo de desmatamento resultante da desordenada ocupação urbana, característico da localidade. Originalmente o local era formado por uma Floresta Montana, subdivisão da Mata Atlântica, também chamada de Floresta Ombrófila Densa (RADAM, 1983).

No que se refere à geologia local, a área é formada por afloramentos rochosos de hornblenda-biotita gnaiss, encontrados muitas vezes coberto por solo residual. Estes gnaisses de idade Neoproterozóica correspondem à unidade denominada de Batólito Serra dos Órgãos, pertencente ao Complexo Rio Negro (Tupinambá, 1999). O Batólito Serra dos Órgãos está presente nas porções central e sudeste do município. As rochas dessa unidade se encontram intensamente deformadas e metamorfizadas, estando muitas vezes migmatizadas e fraturadas.

Ainda no local se encontra uma grande área onde há inúmeros blocos rochosos, cujos diâmetros variam de poucos centímetros a uma dezena de metros, no que corresponde a um colúvio/depósito de tálus.

4. A TÉCNICA DGPS

4.1. GPS

O NAVSTAR (*Navigation Satellite Timing and Ranging*) GPS (*Global Position System*) ou simplesmente GPS é um sistema de radionavegação baseado em satélites que fornece serviços 24 horas por dia em toda a superfície terrestre. A radionavegação consiste na determinação da posição, velocidade e/ou outras características de um objeto por meio de propagação de ondas de rádio usadas com finalidade de navegação (Neto, 2005). Os primeiros satélites foram lançados em 1978 pelas Forças Armadas dos Estados Unidos para fins militares. Somente a partir da década de 80 é que o GPS se popularizou em consequência do avanço tecnológico e da abertura do sistema para outros países e usos civis.

Atualmente o sistema possui um total de 24 satélites em operação orbitando a uma altitude de cerca de 20.200 km, com um período de revolução de 11 horas e 58 minutos, o que acarreta que a configuração dos satélites se repita 4 minutos diariamente em um mesmo local (Protero e Mackenzie, 2008). O GPS ocupa o primeiro lugar entre os sistemas e métodos utilizados pela topografia, geodésia, aerofotogrametria, navegação aérea e marítima e quase todas as aplicações em geoprocessamento que envolvam dados de campo (IBGE, 1998). A concepção do sistema permite que um usuário em qualquer parte da Terra tenha à disposição ao menos quatro satélites, que permitirão um posicionamento em tempo real (Sathler, 2010).

Todos os satélites são controlados por cinco estações terrestres de gerenciamento, sendo a estação principal localizada no Colorado (Estados Unidos). As outras estações estão localizadas no Havaí; Ilha de Ascensão, no Atlântico sul; Diego Garcia, no Oceano Índico e Kwajalein; no Pacífico. Diariamente os satélites passam duas vezes por todas essas estações. Essas estações têm a função de monitorar o desempenho total do sistema, fazer correções orbitais e determinar erros nos relógios a bordo dos satélites, calculando suas posições a cada 1,5 segundo. Os dados retificados são então transferidos para os satélites e então retransmitidos aos usuários (Figura 38).

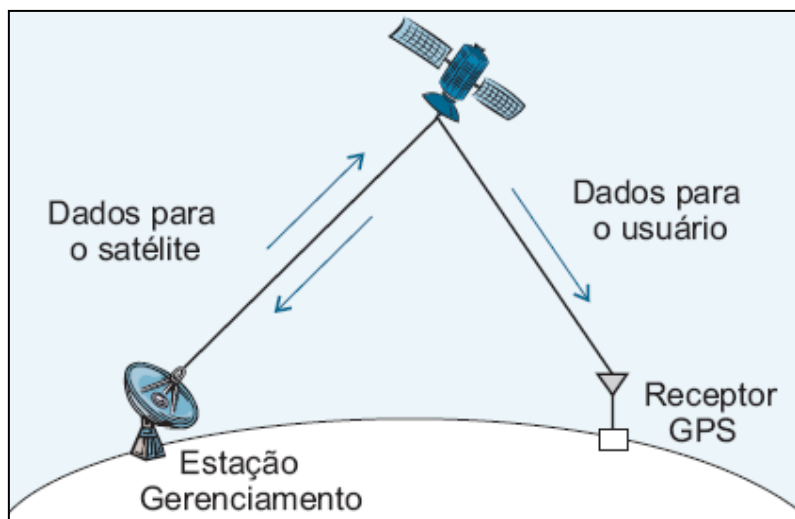


Figura 38 – Esquema de funcionamento do GPS (Alves, 2006).

4.2. Localização de pontos na superfície terrestre

A localização de pontos na superfície da Terra através do GPS se baseia na medição da distância entre um satélite de posição conhecida e um ponto de interesse, cuja posição se deseja saber.

Cada um dos satélites do GPS transmite sinais de rádio que são recebidos por um receptor na Terra. Teoricamente esses sinais de satélite viajam na velocidade da luz (299.792.458 m/seg.), mas tanto essa velocidade quanto os sinais de rádio não estão no vácuo e sofrem a interferência de partículas da ionosfera.

O receptor mede então a diferença de tempo entre a emissão e a recepção do sinal que foi emitido, ocorrendo erros na medição desse tempo. Essa diferença de tempo é então multiplicada pela velocidade da luz, obtendo-se assim um valor de distância com erro incluído, denominado *pseudo-distância*.

Para eliminação desse erro é necessário que essa medição seja feita para quatro ou mais satélites. Com essas medidas, os computadores dos receptores são capazes de retirar esse erro e localizar o ponto de interesse.

4.3. Técnicas de levantamento de campo

O posicionamento através do GPS pode ser realizado a partir de diferentes técnicas, as quais fornecem níveis de precisão que variam desde algumas dezenas de metros até poucos milímetros (IBGE, 2008).

Segundo Mc Cormac (2007), há dois métodos usados para a determinação de pontos através do GPS: o *posicionamento por ponto* ou *absoluto* e o *posicionamento relativo*.

No *posicionamento absoluto* o receptor é posto no ponto onde se deseja saber suas coordenadas (latitude, longitude e altitude) com um simples aparelho de GPS. Dependendo de alguns fatores, a exatidão deste método pode variar de poucos metros até centenas de metros.

O método de *posicionamento absoluto* pode ser Convencional ou Preciso. Estes não são tratados aqui, já que não foram utilizados no trabalho.

No método de *posicionamento relativo* são utilizados dois ou mais receptores GPS, que recebem ao mesmo tempo os sinais dos satélites. Um receptor, o *receptor de referência* é colocado sobre um ponto onde são conhecidas as coordenadas com grande exatidão, isto é, a *estação base*. O outro receptor, o *receptor móvel*, é colocado em outro ponto onde se deseja determinar as coordenadas. Com isso, a posição desse ponto é calculada com relação ao ponto de medição da estação de referência através de um algoritmo, que calcula as diferenças de coordenadas entre os dois pontos. Diferentemente do primeiro método, este apresenta uma precisão milimétrica. Vale ressaltar que mais de um receptor móvel pode ser utilizado ao mesmo tempo.

De acordo com a Resolução PR N° 5 de 31/03/1993 estabelecida pelo IBGE (Instituto Brasileiro de Geografia e Estatística), as técnicas de posicionamento relativo são:

1. Posicionamento Estático: Quando dois ou mais receptores fixos observam os mesmos satélites durante uma hora ou mais. Um receptor é colocado sobre uma posição conhecida e o outro sob um ponto desejado. As mais exatas observações de GPS são feitas com esse procedimento (Mc Cormac, 2007). A desvantagem dessa técnica é o tempo necessário para a coleta dos dados, o que depende das condições atmosféricas, da distância entre os receptores, da disposição dos satélites e da exatidão que se deseja obter;
2. Posicionamento Cinemático Contínuo e Semicinemático: Quando um receptor é mantido fixo enquanto outro(s) é (são) móvel(is). Os sinais devem ser continuamente rastreados, evitando-se obstruções no percurso a fim de que os valores permaneçam válidos durante o levantamento.
3. Posicionamento Pseudo-cinemático ou Pseudo-estático: um receptor é mantido fixo enquanto outro(s) itinerante(s) ocupa(m) a(s) mesma(s) estação (ões) mais de uma vez (2 ou 3 vezes), durante período de tempo de alguns minutos, separados por pelo menos uma hora. Nessa técnica não é necessário manter-se o rastreamento durante o deslocamento do(s) receptor (es) itinerante(s), podendo-se inclusive desligá-lo(s).

No caso do Cinemático Contínuo, é necessário que o receptor móvel seja capaz de rastrear os sinais dos satélites sem interrupções por um período de tempo para a aquisição dos dados. Assim, o receptor móvel pode ser carregado por um indivíduo, bicicleta, veículo, bote ou aeronave. A vantagem desse método está no tempo de aquisição dos dados, já que o receptor não pode parar durante o caminhar. Mas há um limite para o uso desse método: locais onde o sinal pode vir a ser interrompido durante a aquisição, como em áreas de florestas e com prédios altos.

No Semi-Cinemático, diferentemente do Cinemático Contínuo, é necessário que o receptor móvel fique por alguns minutos num ponto antes de ir para o outro. É necessário parar para fazer a medida no ponto de interesse e após a medição ir para o próximo ponto. Por isso esse método também é conhecido como *Stop-and-go*. Portanto esse método é mais demorado que o Cinemático Contínuo.

No quadro 6 estão listadas as técnicas de GPS com as suas precisões aproximadas.

Quadro 6 – Técnicas de levantamento GPS e suas precisões aproximadas (IBGE, 2008).

Técnica		Precisão aproximada
Absoluto	Convencional	15,3 m
	Preciso	0,02 m
Relativo	Estático	0,01 a 1 mm
	Pseudo- Cinemático ou Pseudo- Estático	1 a 10 mm
	Semicinemático	1 a 10 mm
	Cinemático	1 a 10 mm

Dentro do método de posicionamento relativo está o DGPS (GPS diferencial), método de levantamento de coordenadas GPS utilizado no estudo, que será detalhado mais adiante.

4.4. Erros associados ao sistema GPS e minimização dos erros

Além do erro mencionado anteriormente, chamado Erro de Refração Atmosférica, ocorrem outros erros no sistema GPS. São eles: erro dos satélites, erro dos receptores, erros de instalação, erros de multicaminhamento e a Disponibilidade Seletiva (SA).

O Erro dos Satélites é provocado por dois fatores. O primeiro diz respeito aos pequenos erros dos relógios atômicos que cada um dos satélites possui. O segundo se deve à atração gravitacional da Lua e do Sol, que faz com que os satélites saiam um pouco de sua órbita prevista, dadas por suas *efemérides*. Efemérides são almanaques astronômicos que fornecem a posição de vários corpos no espaço, tais como o Sol, a Lua, as estrelas e os satélites (Mc Cormac, 2007).

O Erro dos Receptores é causado por ruídos e pelos relógios de quartzo existentes nos receptores, menos precisos que os relógios atômicos mantidos nos satélites.

Erros de Instalação são aqueles provocados pelo posicionamento incorreto da antena do receptor, como por exemplo, a não verticalidade da antena do receptor no ponto de medição.

Erros de Multicaminhamento são erros gerados quando os sinais dos satélites chegam ao receptor de forma indireta, ou seja, os sinais são refletidos por outros objetos antes de atingirem o receptor.

A Disponibilidade Seletiva (SA) era um erro proposital provocado pelo Departamento de Defesa dos Estados Unidos (DOD) que perdurou até 01/05/2000. O DOD não desejava fornecer esses dados para possíveis inimigos militares dos EUA e forneciam erros aos satélites. Assim, a precisão que antes do ano 2000 era de cerca de 100 metros passou para 10 metros (Neto, 2005). A Tabela 2 mostra como a precisão melhorou a partir do momento em que a Disponibilidade Seletiva deixou de existir.

Tabela 2 – Precisão antes e após a eliminação da Disponibilidade Seletiva (IBGE, 2008).

Posição	Precisão com SA (m)	Precisão sem SA (m)
Horizontal	100	20
Vertical	140	30

Para se estimar e corrigir todos esses erros, um bom método é aquele que utiliza o método de posicionamento relativo descrito anteriormente.

Como se sabe exatamente a posição da estação base e do satélite (este a partir de suas efemérides) calcula-se a distância entre o satélite e a estação. Como já foi mencionado, teoricamente a distância é obtida multiplicando-se a velocidade da luz pelo tempo que o sinal do satélite chega até o receptor. A diferença entre essa distância teórica e a distância medida é o erro de medição. Dividindo-se esse erro pela velocidade da luz, é obtido o erro de sincronismo (Mc Cormac, 2007).

O receptor móvel está captando os mesmos sinais do receptor localizado na estação base. Logo, pode-se considerar que o erro de sincronismo para os dois receptores é o mesmo. Assim, é utilizado o erro de sincronismo do receptor de referência na estação base para corrigir a posição do receptor móvel.

Para tal método funcionar é necessário que o receptor de referência identifique os erros e forneça as correções de cada um dos satélites para a estação móvel. Vale ressaltar que mais de um receptor móvel pode ser utilizado na coleta dos dados.

Para tal método funcionar é necessário que as seguintes condições sejam satisfeitas:

a) O receptor de referência localizado na estação base deve identificar os erros e fornecer as correções de cada um dos satélites para a estação móvel;

b) Os dados gerados pela estação base e pela estação móvel devem ser compatíveis e ocorrerem simultaneamente;

c) A estação base não deve estar muito distante da área de operação do receptor móvel, de modo que a constelação de satélites seja a mesma para os dois receptores. Os sinais de correção são válidos para uma distância de até 400 km da estação-base. Porém, para que a precisão máxima seja obtida, a distância entre ambos deve ser de até 50 km;

4.5. Geoide e Elipsoide

Para simplificar o cálculo de coordenadas na superfície do nosso planeta, foram adotadas formas simples, como a esfera. O *Geoide* é uma superfície equipotencial onde o potencial devido à força gravitacional é igual na sua superfície, que, em média, coincide com o nível médio dos mares. Essa superfície é prolongada para os continentes.

Na prática, a superfície de referência responsável pelos cálculos que servem para elaborar uma representação cartográfica é uma superfície menos irregular que o Geoide: o elipsoide. O Geoide e o Elipsoide estão representados esquematicamente na figura 39, considerando uma pequena parte da Terra.

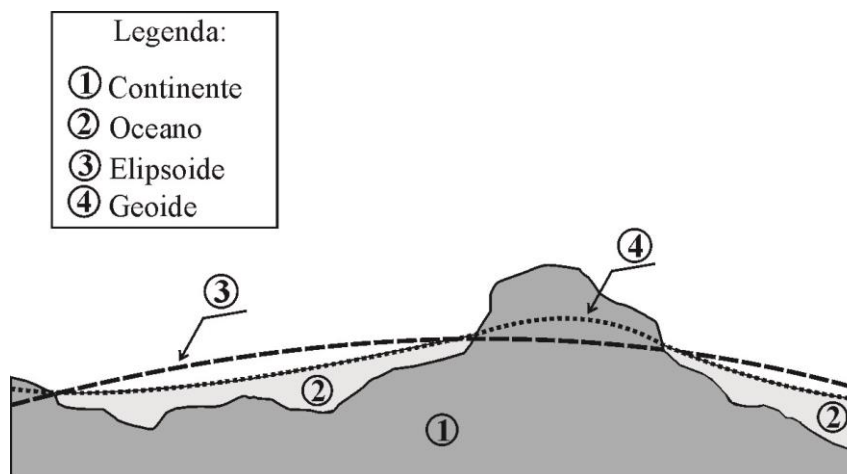


Figura 39 – Representação esquemática do Geoide e do Elipsoide.

Durante décadas muitos estudos foram realizados para calcular as dimensões do elipsoide de revolução que mais se aproxima da forma real da Terra e muitos foram os elipsoides obtidos. Com isso, as diferentes nações do planeta passaram a adotar variados elipsoides como referência, de tal forma que este se aproxime ao máximo do geoide na região considerada. Cada elipsoide é caracterizado pela sua forma e tamanho, bem como sua posição relativa ao geoide. Essas características inerentes a cada elipsoide definem um *sistema geodésico*, também denominado de *datum geodésico*. Neste trabalho o Datum adotado foi o SIRGAS 2000 (Sistema de Referência Geocêntrico para as Américas), que foi oficializado como o Sistema Geodésico para o Brasil no ano de 2005 (Bonatto, 2008).

No campo, o aparelho GPS determina a *altitude elipsoidal ou geométrica* (h), ou seja, a cota referida ao elipsoide (Figura 40). Mas o que interessa é a *altitude ortométrica* (H), ou seja, a altitude obtida tendo como referência a superfície do Geoide. Para isso é necessário o conhecimento da *altura ou ondulação geoidal* (N), que corresponde à diferença entre as duas superfícies de referência: o geoide e o elipsoide (IBGE, 2009).

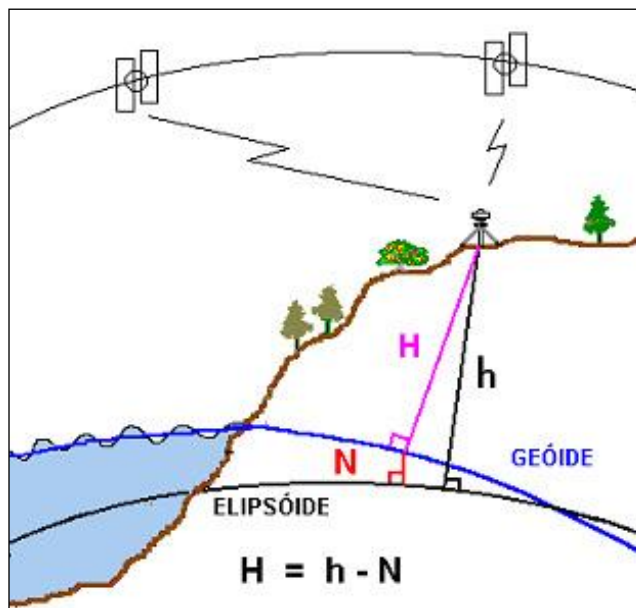


Figura 40 – Representação da Altitude ortométrica, Altitude elipsoidal (h) e da Ondulação Geoidal (N). (IBGE, 2009).

Para converter a altitude elipsoidal (h), obtida através de GPS, em altitude ortométrica (H), utiliza-se a seguinte equação:

$$H = h - N \quad (8)$$

4.6. Diluição da Precisão (DOP)

A exatidão medida pelo equipamento GPS depende da geometria dos satélites, ou seja, da posição dos satélites no momento da aquisição dos dados. O efeito da geometria dos satélites na precisão das medidas é dado por um fator denominado Diluição da Precisão ou DOP (*Dilution of Precision*).

Há dois tipos principais de DOP: o chamado GDOP e o mais importante, o PDOP. Os valores de ambos variam de acordo com a configuração dos satélites e mudam ao longo do tempo. O PDOP é igual ao GDOP menos os erros de medição de tempo.

Quanto menor o valor de PDOP, melhor é a configuração dos satélites. Logo melhor será o ambiente para a obtenção de dados pelo GPS. Em condições muito boas o PDOP é 2,0, sendo que o valor necessário de PDOP deve ser igual ou inferior a 5,0 durante as observações (Mc Cormac, 2007).

4.7. DGPS

Segundo Neto (2005) o DGPS (*Differential GPS*) é um método que permite melhorar a qualidade da determinação da posição e da velocidade de usuários do sistema GPS por meio da recepção dos dados de correção geradas em uma estação de referência, no caso do trabalho a Estação Regional.

É uma técnica de posicionamento relativo usada para aprimorar a qualidade dos resultados obtidos com o GPS, ou seja, melhorar a precisão e assim a confiabilidade dos resultados. Nela são utilizadas as informações provenientes de uma ou mais estações base DGPS para remover erros das medidas nos receptores móveis. Os dados recebidos pelos receptores móveis permitem ao usuário do sistema identificar e eliminar os erros associados a cada um dos satélites. A figura 41 ilustra os elementos que compõem a técnica DGPS.

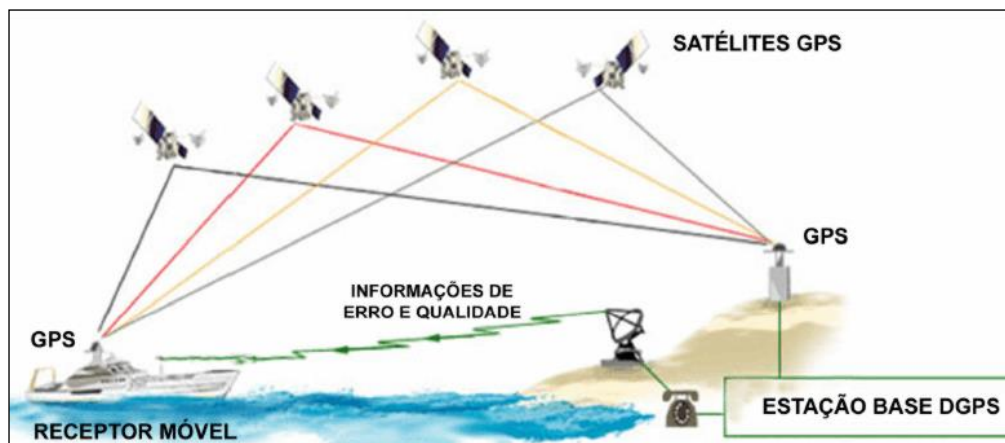


Figura 41 – Elementos que compõem o Método DGPS (Neto, 2005).

5. MODELAGEM DE MACIÇOS ROCHOSOS

5.1. Simulação e modelagem

A *modelagem* é a representação matemática de um sistema real, mas esta não é totalmente perfeita. Por outro lado, um conceito de grande confusão com a definição anterior é a *simulação* que é a programação, manipulação e análise de resultados do modelo realizadas num computador.

5.2. A dificuldade na modelagem de maciços rochosos

O maciço rochoso é formado pela rocha intacta (também designada de matriz rochosa) e pelas suas descontinuidades (Figura 42). É um meio descontínuo, anisotrópico, heterogêneo e não elástico (Hudson e Harrison, 1997). As descontinuidades presentes no maciço podem ser formadas pela própria natureza ou se originarem por processos artificiais. Aquelas formadas através de processos geológicos frequentemente estão agrupadas em determinadas direções resultante da história geológica pelo qual o maciço rochoso passou.



Figura 42 – Maciço rochoso (Hudson e Harrison, 1997).

Uma das tarefas mais importantes e difíceis na modelagem de maciços rochosos é o estabelecimento de valores dos seus parâmetros físicos. Como as rochas são materiais

naturais, as variáveis que o governam podem assumir diferentes valores ao longo do maciço, diferentemente de um material artificial, cujas propriedades podem ser estabelecidas no processo de fabricação. Assim, a combinação complexa das características e sua longa história de formação, fazem do maciço rochoso um material de difícil representação matemática através da modelagem numérica.

A técnica da modelagem está sustentada sobre uma base científica, mas exige decisões apoiadas pela experiência acumulada ao longo de anos. Certas características podem ser incorporadas ou não num modelo de computador.

5.3. Modelagem por métodos numéricos

O essencial na modelagem numérica de maciços rochosos e problemas de engenharia associados são a definição e utilização de um número finito de componentes que representem de forma mais realista possível o sistema. De acordo com Stead *et al.* (2006):

A modelagem numérica de encostas rochosas é hoje usada rotineiramente nos setores de construção civil e mineração bem como na pesquisa acadêmica. Dado o amplo alcance de aplicações numéricas disponíveis hoje, é essencial para o engenheiro e para o geocientista entender completamente as vantagens e limitações inerentes a cada um dos métodos.

Há três formas de discretização de modelos através de métodos numéricos: por métodos contínuos, descontínuos e híbridos. O quadro 7 mostra os métodos numéricos mais comumente aplicados em maciços rochosos e em problemas envolvendo mecânica das rochas (Jing, 2003).

Quadro 7 – Métodos numéricos mais usados na modelagem de maciços rochosos (Jing, 2003).

Métodos Contínuos	Métodos Descontínuos	Métodos/Modelos Híbridos
Método das Diferenças Finitas (FDM)	Método dos Elementos Discretos (DEM)	Modelo Híbrido FEM/BEM
Método dos Elementos Finitos (FEM)		Modelo Híbrido DEM/DEM
Método dos Elementos de Contorno (BEM)	Métodos de Rede Discreta de Fraturas (DFN)	Modelo Híbrido FEM/DEM
		Outros modelos híbridos

5.4. O Método dos Elementos Discretos (DEM)

O Método dos Elementos Discretos, proposto por Cundall e Strack em 1979, tem sido empregado tradicionalmente no estudo de materiais granulares, rochosos e em problemas envolvendo fluxo (Fleissner, 2007).

Uma das ciências a partir do qual se originou o Método dos Elementos Discretos foi a Mecânica das Rochas. Mas seu grande impulso ocorreu com a ascensão da capacidade de processamento de dados oriundos dos avanços da tecnologia da computação. Isto, em parte, está relacionado com a elevada necessidade de processamento de dados requerida pelo método numérico (Cintra e Carvalho Jr., 2006).

Segundo Huaman (2008), o Método dos Elementos Finitos (FEM) e o Método dos Elementos de Contorno (BEM) estão atualmente em um estágio avançado de desenvolvimento, sendo considerados métodos tradicionais para soluções de problemas através da modelagem numérica. Já o Método dos Elementos Discretos (DEM) se encontra num estágio de desenvolvimento um pouco inferior aos métodos citados. Hoje em dia é uma das técnicas computacionais que vem apresentando maiores novidades dentre os métodos numéricos existentes.

Segundo Jing (2003) o DEM tem uma variedade de aplicações, especialmente na área de mecânica das rochas, mecânica dos solos, análise estrutural, materiais granulares, processamento de materiais, mecânica dos fluidos, sistemas multicorpo, simulação de robôs e computação gráfica.

O conceito chave envolvido no DEM é que o domínio de interesse é tratado como um conjunto de corpos ou partículas rígidas ou deformáveis e os contatos entre eles precisam ser identificados e continuamente atualizados durante todo o processo de deformação e movimentação das partículas que são representados por modelos constitutivos adequados. Para que tal processo ocorra, devem ser formuladas e incluídas no modelo leis físicas que irão atuar nos contatos existentes entre as partículas.

O comportamento das partículas e dos contatos que compõem o DEM é que determina a conduta assumida pelo modelo. Enquanto no DEM esses contatos entre as partículas do modelo estão continuamente mudando com o processo de deformação, nos métodos contínuos eles são fixos.

Resumidamente, podem-se distinguir quatro etapas fundamentais na construção de um modelo baseado no DEM. Primeiramente, deve-se fazer a seleção da geometria das

partículas (partículas bi ou tridimensionais; polígonos ou discos; poliedros ou esferas) mais apropriada.

Depois é necessário o desenvolvimento de um algoritmo eficiente permanente na detecção dos contatos. Esta é a etapa que consome mais tempo de cálculo. O número de operações depende do número de partículas e da forma destas, que influenciam na quantidade de contatos.

O terceiro passo consiste na atribuição de leis físicas às partículas com o intuito de se determinar seus deslocamentos.

Por fim é realizada a simulação e obtidos os resultados esperados.

5.5. A modelagem de queda de blocos

As primeiras pesquisas científicas acerca do tema queda de blocos rochosos ocorreram no século XIX, sendo que a primeira modelagem sobre o assunto só veio a ser concluída em 1932 pelo geólogo suíço Albert Heim, cujo fim era a determinação do alcance dos blocos e sua zona de deposição (Dorren *et al.*, 2011). Esses primeiros estudos são chamados de modelos empíricos. Os modelos empíricos são baseados em dados obtidos do estudo de uma área, que são posteriormente analisados segundo métodos estatísticos. Por meio desses dados, esses modelos tentam determinar o alcance do bloco. Entretanto, esses métodos podem conter uma grande margem de erro em suas previsões, já que assumem que a inclinação e outras características da encosta são as mesmas em qualquer ponto de sua superfície (Copons *et al.*, 2009).

Aqui são descritos resumidamente os dois métodos empíricos mais conhecidos: o ângulo de alcance, definido por Heim e o ângulo de sombra descrito por Evans e Hungr (1993).

O ângulo “*Fahrboschung*” ou ângulo de alcance foi designado por Heim como sendo aquele existente entre a linha horizontal e uma linha imaginária formada da conexão do ponto da encosta onde o bloco foi liberado e do ponto mais distante onde há um bloco. O ângulo de alcance (R) pode ser encontrado a partir da altura do ponto de liberação do bloco (H) tendo como referência a projeção horizontal onde o bloco mais distante se encontra (L), como indica a equação 9.

$$R = \arctg(H/L) \quad (9)$$

A linha imaginária criada por Heim é chamada de linha de energia, já que seu comprimento está intimamente relacionado com a energia cinética assumida pelo bloco. De acordo com Copons *et al.* (2009) o bloco irá interromper sua movimentação no exato ponto de interseção entre a linha de energia e a superfície topográfica.

Heim apontou que existiria uma relação entre ângulo de alcance com o volume de blocos na zona de deposição e o ângulo de atrito aparente (Jaboyedoff e Labiouse, 2011). Mais tarde Evans e Clague (1988, *apud* Noetzli *et al.*, 2006) estabeleceram uma relação logarítmica entre o ângulo de alcance (R) e o volume de blocos (V) envolvido no processo em ambientes glaciais. Tal relação é expressa pela equação 10.

$$\log(tgR) = 0,140 - 0,106 \log V \quad (10)$$

Scheidegger (1973) constatou que a tangente do ângulo de alcance corresponde ao coeficiente de atrito da superfície onde há a movimentação do bloco. Segundo Noetzli *et al.* (2006) o ângulo de alcance, ainda hoje, é comumente usado como uma primeira estimativa do alcance dos blocos.

Através da análise de dados de 16 encostas na Colúmbia Britânica (província canadense), Evans e Hungr (1993) chegaram à conclusão que o alcance dos blocos poderia ser estimado a partir de um ângulo que eles chamaram de ângulo de sombra. O ângulo de sombra (W) é obtido após a determinação de dois parâmetros: a altura do ponto do topo do tálus (Ht), que é dado pela diferença de elevação entre o ponto mais alto onde se inicia o depósito de tálus e o ponto onde se encontra o bloco mais distante e o comprimento do depósito de tálus (Lt), calculado pela distância horizontal entre o ponto do topo do tálus e o bloco de rocha mais distante, como indicado na figura 43.

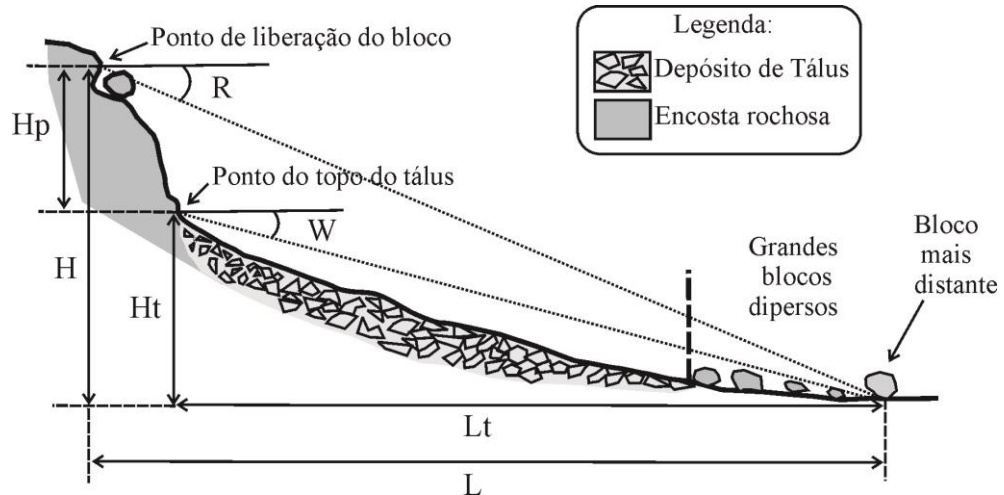


Figura 43 – Esquema de uma encosta que ilustra as definições de ângulo de alcance (R) e ângulo de sombra (W) (Modificado de Copons *et al.*, 2009).

Determinados os valores de H_t e L_t , o ângulo de sombra é calculado pela seguinte equação:

$$W = \arctg\left(\frac{H_t}{L_t}\right) \quad (11)$$

Em seu estudo Evans e Hungr (1993) reportaram um ângulo de sombra de $27,5^\circ$. Já Wieczorek *et al.* (1998) que analisaram dados de 25 ocorrências de quedas de blocos em Yosemite Valley (Estados Unidos) encontraram um valor médio de $26,1^\circ$ para o ângulo de sombra.

Jaboyedoff e Labiouse (2011) mencionam que os ângulos de alcance e de sombra podem variar entre 22° e 37° . Segundo eles, que coletaram dados da literatura, a relação entre a porcentagem de blocos que interrompem sua movimentação antes de determinado ângulo de alcance segue uma distribuição normal como mostrado na figura 44. Nela são identificados os dados coletados na literatura, seus respectivos autores e também a curva cinza que fornece o melhor ajuste para esses dados. Essa curva possui média em $R= 34^\circ$.

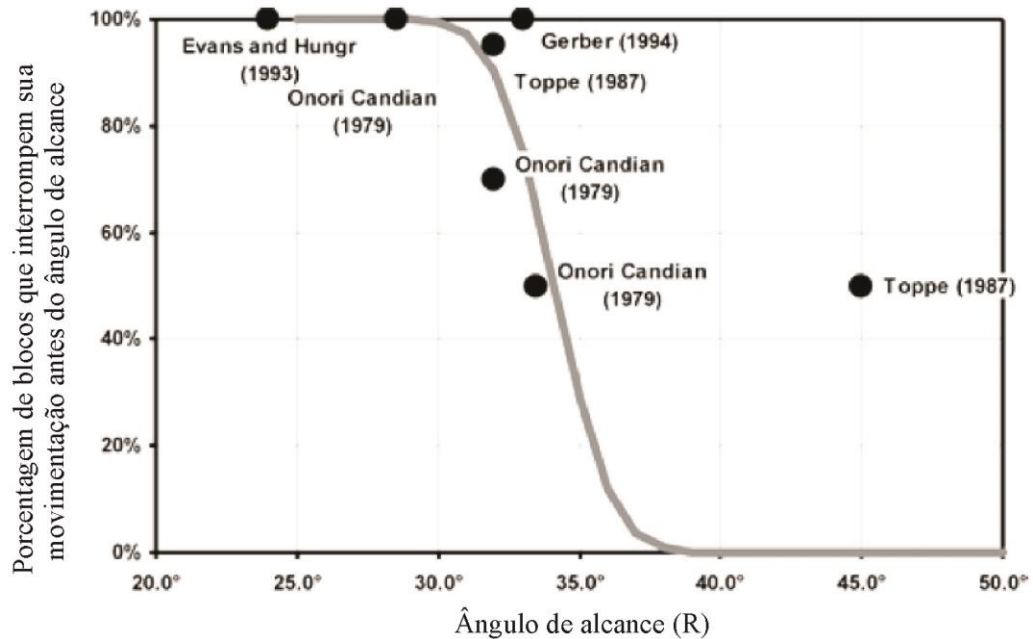


Figura 44 – Dados de diferentes autores relacionando o ângulo de alcance em função da porcentagem de blocos que interromperam a movimentação. A curva cinza é o melhor ajuste para a maioria dos dados. (Modificado de Jaboyedoff e Labiouse, 2011).

Frattini *et al.* (2008) afirmam que os modelos mais diretos são baseados em dados estatísticos e utilizam o histórico de eventos passados de queda de blocos em uma determinada área para definir a distribuição de frequência e a probabilidade de ocorrência desse movimento de massa, em termos de intervalo de recorrência. Contudo, Guzzetti *et al.* (2002, *apud* Stoffel *et al.*, 2006) afirmam que tais registros históricos raramente encontram-se disponíveis.

Após os modelos empíricos vieram as modelagens matemáticas. A primeira modelagem matemática foi finalizada por Ritchie em 1963 e os primeiros estudos de queda de blocos envolvendo Modelo Digital do Terreno e GIS (*Geographical Information System*) foram feitos somente no ano de 1987 por Toppe (Volkwein *et al.*, 2011).

Conforme Bourrier *et al.* (2009), na avaliação de riscos relacionados à queda de blocos modelos de computador têm sido cada vez mais utilizados. Nesses modelos os dados físicos coletados em campo são introduzidos em programas que tratam desse tipo de problema, simulando condições de campo através de métodos matemáticos em diferentes níveis de complexidade.

Geralmente os modelos de queda de blocos visam o estudo da trajetória dos blocos rochosos, a determinação do alcance dessas partículas e a posterior avaliação do risco associado. De acordo com Dorren *et al.* (2011), esses modelos passam por um cronograma de

trabalho típico formado por seis etapas. O quadro 8 apresenta as atividades que são realizadas em cada uma dessas etapas.

Quadro 8 – Etapas e atividades realizadas para a confecção de um modelo (Modificado de Dorren *et al.*, 2011).

Etapas	Atividades realizadas
1) Preparação	A) Revisão de registros históricos e estudos existentes B) Trabalho de campo C) Preparação dos dados de entrada
2) Definição da zona de desprendimento	A) Definição das posições dos blocos B) Definição do tamanho e formato dos blocos
3) Simulação da queda de blocos	
4) Checagem e validação da simulação	A) Comparação dos resultados das simulações com aqueles encontrados em campo, se possível. B) Comparação com métodos de modelagem mais simples C) Se as atividades dessa fase não satisfizerem às expectativas, deve-se retornar à fase 3
5) Melhoria dos resultados	A) Processamento posterior dos dados, se necessário
6) Transformação em mapas temáticos	A) Criação de mapas a partir da interpretação dos dados obtidos na simulação, como mapas que delimitem a zona de deposição dos blocos

Stoffel *et al.* (2006) afirmam que essa é uma das abordagens mais utilizadas atualmente no desenvolvimento de um modelo relacionado a esse tipo de evento. Isso se deve ao avanço tecnológico das últimas décadas, o que fez com que os modelos computacionais aumentassem seu espaço de utilização pelos pesquisadores frente aos modelos experimentais. Contudo, os modelos experimentais ainda são importantes, especialmente no estudo da avaliação de parâmetros físicos e na correta calibração de dados de entrada para os modelos matemáticos.

Todas as informações obtidas na modelagem são relevantes na decisão sobre qual a melhor medida de proteção deve ser adotada (Peila *et al.*, 1998; Agliardi e Crosta, 2003). Essas informações também são úteis na avaliação do risco para fins de planejamento e ordenamento da área ou na confecção de mapas de risco (Frattini *et al.*, 2008, *apud* Bourrier *et al.*, 2009).

De um modo geral todos os processos de modelagem de queda de blocos requerem a determinação das características físicas e geométricas do relevo e do bloco. Segundo Peila *et*

al. (1998), as características geométricas principais são topografia, localização do ponto de desprendimento e tamanho e forma do bloco, enquanto as características físicas são a velocidade inicial dos blocos, o coeficiente de restituição da superfície do talude (que quantifica a perda de energia do bloco com os sucessivos impactos contra a superfície do terreno) e o coeficiente de atrito.

O coeficiente de atrito corresponde à tangente do ângulo de atrito do material. Pode ser obtido tanto através de experimentos realizados em campo ou em laboratório. A observação de quedas de blocos naturais e induzidas pelo homem tem demonstrado que o coeficiente de atrito varia de 0,3 a 1,0. Seu valor depende do tipo de material, rugosidade e declive do terreno (Guzzetti *et al.*, 2002).

O formato dos blocos pode ser representado de duas maneiras pelos programas de computador. A primeira abordagem, usada por programas que se baseiam no conceito massa-mola representam os blocos por simples pontos, desprezando os seus formatos. Já a segunda representa o formato dos blocos de maneira aproximada àquela encontrada em campo ou então se utilizando de figuras geométricas conhecidas, como esfera, cilindro, elipsoide e cubo.

Em campo, o bloco pode se fragmentar ao longo de seu percurso. Mas essa possibilidade é raramente adotada nos modelos computacionais, que não consideram a possibilidade de fragmentação dos blocos ao longo do percurso (Volkwein *et al.*, 2011).

Teoricamente, com o conhecimento de todos esses dados seria possível o cálculo da posição e velocidade de um bloco a qualquer momento. No entanto, na prática tais parâmetros relevantes são de difícil obtenção, tanto no espaço como no tempo, mesmo depois que uma queda de blocos já ocorreu no local de estudo (Agliardi e Crosta, 2003). Segundo esses pesquisadores, o tamanho, a forma, as propriedades geomecânicas dos blocos e a localização exata das áreas de origem muitas vezes não são bem conhecidos. Ademais, características geométricas e mecânicas da superfície do material variam bastante ao longo de uma encosta. Por isso, algumas vezes os parâmetros necessários à modelagem de queda de blocos são mal calibrados.

Do ponto de partida até o fim de sua movimentação o bloco vai perdendo energia. A magnitude da energia perdida irá depender da rugosidade da topografia, das propriedades geotécnicas do material que compõe a superfície do talude, da presença e densidade de vegetação e da forma do bloco (Agliardi e Crosta, 2003). Até hoje essas relações que ligam a perda de energia para as diferentes variáveis não são claramente definidas.

A acurácia e a confiabilidade nos resultados apresentados pelos modelos de computador são fatores a serem analisados pelo usuário. Essencialmente, isso significa responder a seguinte questão: o comportamento do bloco apresentado pelo modelo de computador realmente será o mesmo daquele que poderá vir a ocorrer?

Infelizmente, ainda hoje há poucos trabalhos que possam responder essa questão de forma satisfatória. Um deles é o publicado por Berger e Dorren (2005), que compararam os resultados apresentados por programas comerciais de queda de blocos e experimentos feitos em campo. No início do trabalho, experimentos em campo foram realizados nos Alpes franceses. Esses experimentos consistiram no lançamento de 100 blocos rochosos e determinação da trajetória, altura dos blocos em seu percurso, alcance e velocidade dos mesmos, com o auxílio de câmeras digitais especiais, que captam muitas imagens por segundo. Então, somente os dados referentes à topografia do local dos experimentos, sob a forma de um modelo digital de alta resolução do terreno e as características dos blocos (número, volume, tamanho, forma, peso) foram entregues aos participantes. Vinte e dois candidatos mostraram interesse em participar da pesquisa, mas somente 12 desses oriundos de quatro países, enviaram seus dados. Com a verificação desses dados, Berger e Dorren chegaram aos seguintes resultados:

- O alcance dos blocos era o parâmetro com maior precisão. Dos doze participantes, sete apresentaram resultados dentro da margem de erro estabelecida como ótima pelos pesquisadores ($\pm 10\%$ daquele encontrado nos experimentos);
- Por outro lado, houve uma tendência global em subestimar a altura no percurso, a velocidade e a energia cinética dos blocos. Apenas três resultados dos doze participantes se enquadraram dentro da margem de $\pm 20\%$ do valor encontrado nos experimentos de campo;
- O maior erro encontrado nos dados apresentados pelos participantes ficou na faixa de $\pm 400\%$ em relação ao valor de campo, correspondendo ao resultado que um dos programas encontrou para a energia cinética atingida por um dos blocos rochosos.

A partir desse estudo, conclui-se que, embora a modelagem de computador ainda não esteja condizente com a realidade no que toca aos aspectos cinemáticos (velocidade, altura no percurso e a energia cinética atingida pelos blocos), já se consegue estimar de forma satisfatória o valor do alcance dos blocos.

Embora Berger e Dorren (2005) concordem que uma estimativa de erro de 10 % já possa ser considerada ótima para esse tipo de análise, é importante fazer a ressalva de que não há um consenso no meio científico acerca do valor ideal para essa margem de erro.

O certo é que o algoritmo de modelagem deve incluir o maior número possível de parâmetros relacionados à queda de blocos e que os mesmos sejam quantificados de forma satisfatória. Porém, algoritmos simplificados são adequados e frequentemente usados, devido a problemas computacionais e a incertezas nos valores de alguns desses parâmetros de modelagem (especialmente o coeficiente de restituição), podendo gerar um erro maior no resultado da modelagem.

5.5.1. O coeficiente de restituição

O coeficiente de restituição (e) é o parâmetro de entrada mais importante em simulações de computador envolvendo a queda/rolamento de blocos (Chau *et al.*, 2002). Portanto, a confiabilidade na estimativa do coeficiente de restituição deve ser assegurada (Stoffel *et al.*, 2006). Além disso, a maioria dos modelos é muito sensível aos valores do coeficiente de restituição. Um segmento da encosta com valor de $e = 0,4$, por exemplo, irá apresentar um comportamento muito diferente do mesmo segmento para um $e = 0,5$.

O coeficiente de restituição (e) corresponde à energia cinética dissipada em sucessivos choques entre corpos sólidos. A forma mais popular de obtenção do coeficiente de restituição se dá pela razão entre as velocidades depois (v_{post}) e antes (v_{pre}) do impacto (Equação 12).

$$e = \frac{v_{post}}{v_{pre}} \quad (12)$$

No caso de superfícies não horizontais o coeficiente de restituição é formado por duas componentes: uma normal (e_n) e outra tangencial (e_t) à superfície de impacto. Essas componentes são definidas respectivamente segundo as equações 13 e 14 e são ilustradas na figura 45.

$$e_n = \frac{v_n^{post}}{v_n^{pre}} \quad (13)$$

Onde: v_n^{post} é a velocidade normal após o impacto; e

v_n^{pre} é a velocidade normal anterior ao impacto.

$$e_t = \frac{v_t^{post}}{v_t^{pre}} \quad (14)$$

Onde: v_t^{post} é a velocidade tangencial após o impacto; e

v_t^{pre} é a velocidade tangencial anterior ao impacto.

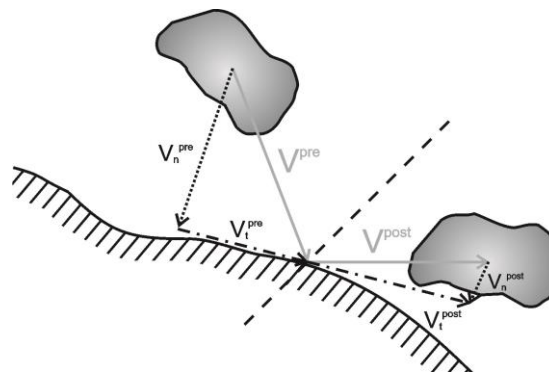


Figura 45 – Componentes da colisão de uma partícula em um plano inclinado (Modificado de Giani *et al.*, 2004).

O valor de e varia entre 0 e 1. Quando $e = 0$, toda a energia cinética é perdida durante a colisão de uma partícula com a superfície (Figura 46-A). Assim, a altura da partícula após a colisão com a superfície (h_2) será nula. Este processo é denominado de *Colisão Perfeitamente Inelástica*. Já quando o coeficiente de restituição chega a seu valor máximo, isto é, $e = 1$, ocorre uma *Colisão Perfeitamente Elástica*, onde toda a energia cinética envolvida na colisão é preservada (Figura 46-B). Neste caso, a altura h_2 será a mesma da altura anterior à colisão (h_1).

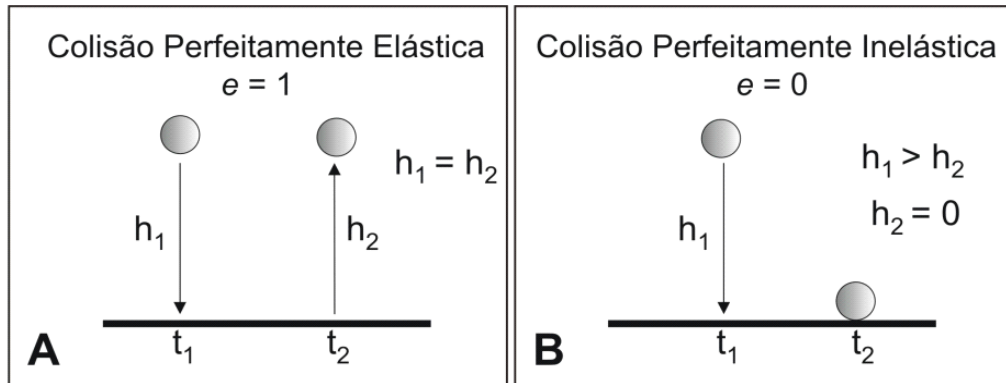


Figura 46 – Tipos de colisões: (A) Colisão Perfeitamente Elástica; (B) Colisão Perfeitamente Inelástica (Dias e Barroso, 2006).

No caso de blocos de rocha, o coeficiente de restituição possui valores intermediários, ou seja, entre zero e um ($0 < e < 1$), no que se chama de *Colisão Parcialmente Inelástica*. Neste caso, há perda gradual da energia à medida que ocorrem as sucessivas colisões dos blocos com a superfície (Dias e Barroso, 2006). Assim, um bloco ao rolar em uma encosta terá uma altura menor a cada colisão em relação à altura apresentada anteriormente e chegará um momento onde esta altura será zero, pois toda a energia foi perdida (Figura 47). A dissipação total da energia significa que o bloco não mais se movimentará, tendo atingido seu alcance máximo.

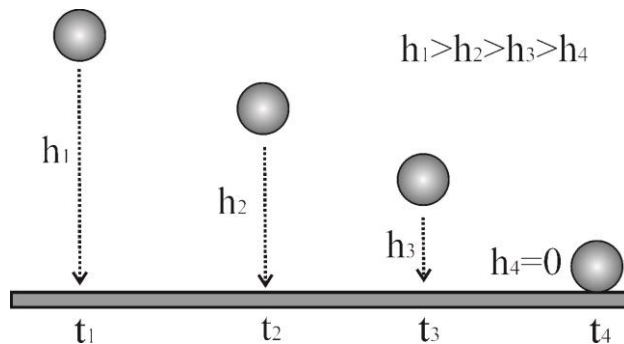


Figura 47 – Colisão parcialmente inelástica.

Como a superfície da encosta não é horizontal, as duas componentes do coeficiente de restituição são influenciadas por outras variáveis. Para o cálculo dos coeficientes de restituição normal (e_n) e tangencial (e_t) é necessário o conhecimento das alturas do bloco antes (h_n) e após o impacto (h_{n+1}), da inclinação da encosta (i) e do ângulo de inclinação (γ) do vetor velocidade (\vec{v}), também chamado de ângulo de impacto. Essas variáveis estão representadas na figura 48.

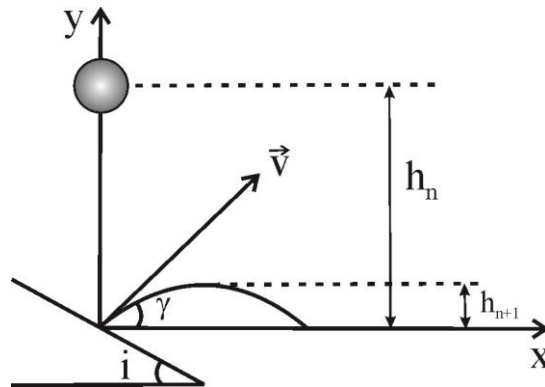


Figura 48 – Componentes da colisão de uma partícula em um plano inclinado (Modificado de Carnevale, 1991).

Com a definição dos valores desses parâmetros, os coeficientes de restituição normal (e_n) e tangencial (e_t) são encontrados respectivamente pelas equações 15 e 16, mostradas abaixo.

$$e_n = \frac{\text{sen}(\gamma + i)}{\text{sen}\gamma \cos i} \sqrt{\frac{h_{n+1}}{h_n}} \quad (15)$$

$$e_t = \frac{\cos(\gamma + i)}{\text{sen}\gamma \text{sen}i} \sqrt{\frac{h_{n+1}}{h_n}} \quad (16)$$

Wu (1985, *apud* Richards *et al.*, 2001) demonstrou através de ensaios a variação do coeficiente de restituição em função do ângulo de impacto. O ângulo de impacto (ξ) variava conforme o ângulo de inclinação imposto às plataformas inclinadas formadas de rocha e madeira (Figura 49). Nesses ensaios Wu lançava esferas de rocha a 12 metros de altura contados a partir do ponto de impacto da esfera na plataforma.

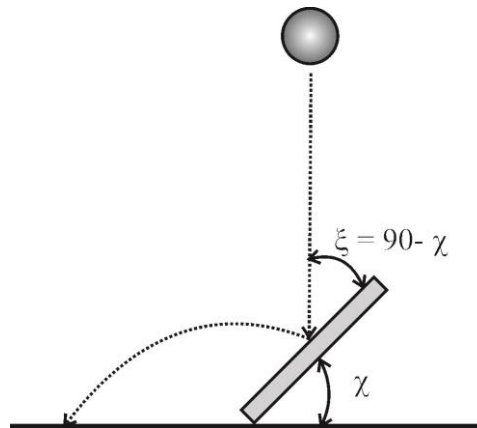


Figura 49 – Esquema do ensaio realizado por Wu (1985, *apud Richards et al.*, 2001).

Os resultados dos ensaios (Figura 50) levaram a conclusão de que os valores de coeficiente de restituição normal aumentam conforme há o decréscimo do ângulo de impacto.

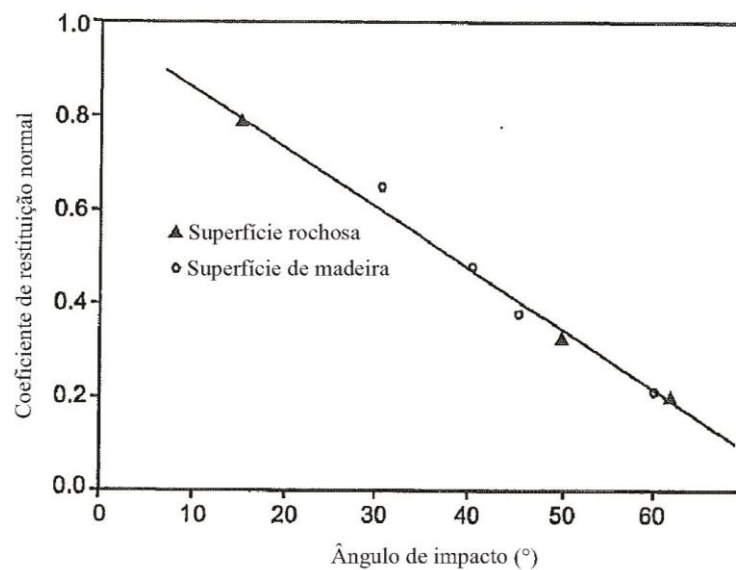


Figura 50 – Variação do coeficiente de restituição frente ao ângulo de impacto segundo testes feitos por Wu (1985). Modificado de Richards *et al.* (2001).

A calibração dessa variável não é simples, já que a determinação de seu valor no campo é uma tarefa difícil. Um método de obtenção dessa variável é através de testes *in situ*, com o emprego de câmeras que captam vários quadros por segundo durante o movimento do bloco (Figura 51). Nesse experimento, um bloco é lançado de uma encosta e então são registradas suas posições ao longo do tempo. Embora esse método tenha como vantagem a determinação direta dos valores de coeficiente de restituição normal e tangencial na superfície da encosta estudada, por razões de segurança esse experimento não pode ser utilizado em áreas habitadas.

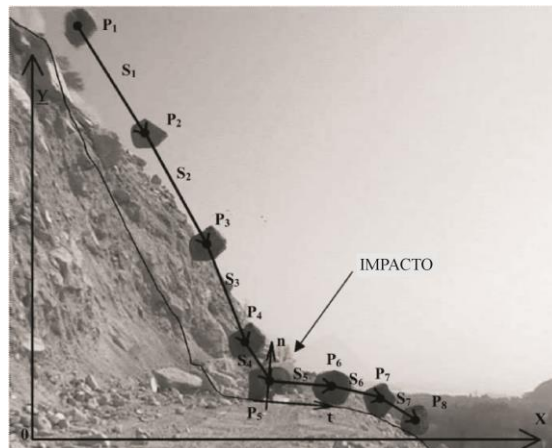


Figura 51 – Posição do bloco rochoso em diferentes intervalos de tempo durante o ensaio de queda *in situ*. P: Posições do bloco captadas pela câmera; S: Distância entre as posições captadas pela câmera (Giani *et al.*, 2004).

Outra forma de aquisição do coeficiente de restituição é feita em laboratório. Através do registro sonoro dos impactos do bloco contra a superfície do terreno, Dias e Barroso (2006) calcularam o valor do coeficiente de restituição normal. Nesse experimento, uma esfera de rocha é solta a certa altura sobre uma superfície plana, também constituída de rocha, e os sons produzidos pelos sucessivos impactos são captados por um microfone e armazenados pelo computador. A construção de um gráfico de frequência versus tempo (Figura 52) permite a obtenção dos intervalos de tempo de cada som emitido pelos sucessivos impactos da esfera sobre a superfície rochosa. O método acústico é uma boa alternativa para a estimativa do coeficiente de restituição quando não é possível empregar experimentos de campo.

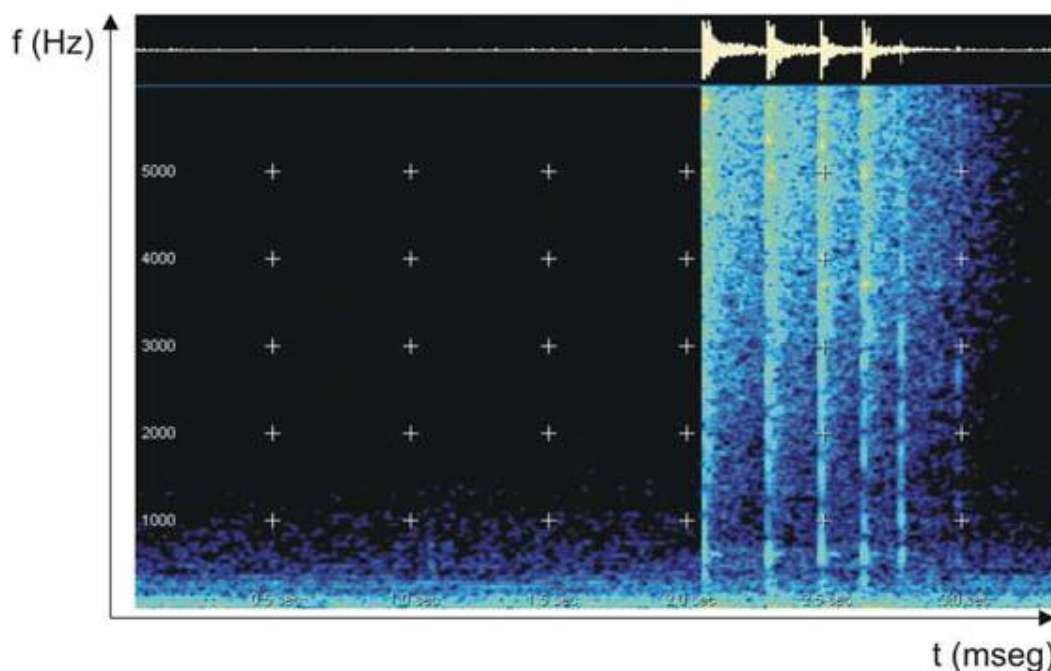


Figura 52 – Gráfico de frequência *versus* tempo utilizado para o cálculo do coeficiente de restituição em laboratório. (Dias e Barroso, 2006)

Ainda em laboratório Richards *et al.* (2001) apresentaram um método simples e indireto para a determinação experimental do coeficiente de restituição. Esses autores realizaram uma série de ensaios visando a correlação entre os resultados apresentados pelo Martelo de Schmidt e o coeficiente de restituição. Inicialmente eles confeccionaram blocos esféricos de aço e placas de aço, solo compactado e mais 23 litologias para os experimentos. Os blocos eram soltos a altura de um metro contra as placas de espessuras 25 e 50 mm que se encontravam concretadas em diferentes ângulos de inclinação.

Foram feitas medidas dos índices de rebote do Martelo de Schimdt tanto nas placas quanto nos blocos. Richards *et al.* (2001) também fizeram ensaios em campo numa pedreira abandonada. Segundo os autores isso era imprescindível para a averiguação de possíveis efeitos de escala, o que posteriormente não se verificou nos resultados.

Por fim, esses pesquisadores filmaram todos os ensaios: tanto aqueles realizados em laboratório quanto em campo. A máquina de filmagem captava vários quadros por segundo do bloco e, por meio desta, eram determinados os coeficientes de restituição normal e tangencial.

Os referidos autores concluíram que os resultados indicados pelo Martelo de Schimdt não tinham uma boa correlação com o coeficiente de restituição tangencial. Contudo os valores dos rebotes produzidos com o Martelo de Schimdt e o coeficiente de restituição normal apresentaram uma ótima relação linear para superfícies rugosas, sendo relacionados pela equação 17.

$$e_n = (-145 + 4S_{superfície} + 2S_{esfera} + 2\alpha)/1000 \quad (17)$$

Onde: e_n é o coeficiente de restituição normal;

S é o índice do Martelo de Schmidt; e

α é o ângulo de inclinação da superfície de impacto.

Valores de coeficiente de restituição na literatura científica ainda são escassos e os que existem variam de forma significativa entre autores para um mesmo material que compõe a superfície do terreno. Portanto, a subjetividade na escolha dos valores desse parâmetro explica, em parte, a grande variação nos resultados obtidos quando da aplicação de modelos diferentes, ou até na utilização da mesma técnica de modelagem por operadores diferentes para um mesmo local.

De acordo com Stevens (1998), valores típicos para o coeficiente de restituição normal (e_n) usados em análises de queda de blocos estão na faixa de 0,3 a 0,6 enquanto que aqueles usados para o coeficiente de restituição tangencial (e_t) variam de 0,8 até 0,95. Mas, segundo Guzzetti *et al.* (2002), os valores de coeficiente de restituição normal e tangencial variam entre 0,2 a 0,5 e 0,4 a 0,9, respectivamente. Como se vê na figura 53, a superfície de áreas formadas por solos ocupam a extremidade inferior dos valores de coeficiente normal e tangencial, enquanto os maiores valores se referem às superfícies das encostas formadas por rochas.

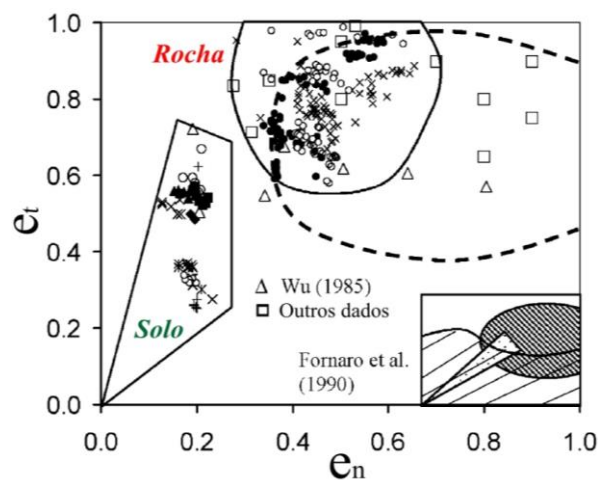


Figura 53 – Valores de coeficiente de restituição normal (e_n) e tangencial (e_t) de rochas e solos estimados por Wu (1985), Fornaro *et al.* (1990) e outros autores. Os valores de restituição no campo dos solos são menores que aqueles representantes da superfície rochosa (Modificado de Chau *et al.*, 2002).

5.5.2. A dispersão lateral

O relevo é outro fator que torna difícil a previsão confiável das trajetórias dos blocos em simulações numéricas. Conforme Nishimura *et al.* (2008), a previsão confiável da trajetória do bloco rochoso pode ser atingida por modelos tridimensionais que descrevem a geometria real do terreno e o formato dos blocos. O efeito mais importante em simulações em três dimensões relacionado ao relevo é a dispersão lateral.

A *dispersão lateral* é entendida como o desvio da trajetória do bloco na direção do maior gradiente do terreno (Agliard e Crosta, 2003). Chen *et al.* (2012) afirmam que a dispersão lateral (β) pode ser expressa em virtude da distância lateral dos extremos assumida pelo bloco durante a sua trajetória (W) e do comprimento do declive percorrido pelo mesmo (L). Segundo os mesmos autores, a dispersão lateral pode ser obtida através da equação 18.

$$\beta = 2\arctg(W/2L) \quad (18)$$

Tanto W como L estão representados na figura 54, que ilustra a hipotética trajetória de um bloco vista em planta. Segundo Azzoni *et al.* (1995, *apud* Agliard e Crosta, 2003) o bloco atinge a dispersão lateral média de $\pm 20^\circ$, ou seja, o bloco desvia lateralmente do seu ponto inicial em cerca de 20° para um lado ou para o outro. Segundo os mesmos autores esse valor diminui em encostas curtas e íngremes, podendo atingir altos valores em relevos irregulares. Esse valor também aumenta quando há um maior detalhamento do modelo digital de elevação em modelos 3D (Jaboyedoff e Labiouse, 2011).

A ocorrência da dispersão lateral dificulta a escolha do provável caminho realizado pelo bloco numa análise a duas dimensões. Com isso, na modelagem de casos a duas dimensões, a subjetividade é um fator importante a ser considerado.

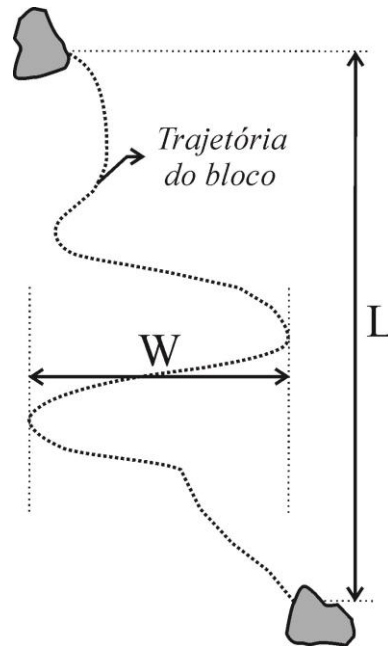


Figura 54 – Representação da trajetória de um bloco rochoso vista do alto com indicação de W e L.

5.5.3. Modelagens computacionais em três dimensões

Apesar do desenvolvimento de diferentes algoritmos até hoje poucos modelos tridimensionais foram desenvolvidos (Agliardi e Crosta, 2003). A maioria dos programas existentes relacionados à queda de blocos baseia-se em análises a duas dimensões.

Embora uma abordagem bidimensional seja favorável sob o ponto de vista operacional e computacional, a interpretação dos resultados e sua extensão para áreas vizinhas ao local simulado são subjetivas. Com isso, os modelos tridimensionais para a simulação de queda de blocos são de extrema importância. Entretanto esses exigem que sejam empregados muitos parâmetros de campo no modelo e que haja um bom detalhamento topográfico.

Chen *et al.* (2012) compararam as diferenças entre resultados obtidos por simulações 2D e 3D. Para isso construíram modelos numéricos baseados no Método DDA (*Discontinuous Deformation Analysis*). No modelo 2-D o bloco era um icoságono, enquanto no 3-D este era um icosaedro. Ambos se movimentavam através de uma superfície não real criada para a simulação. As condições iniciais eram idênticas nos modelos, exceto pelo fato de que os pesquisadores fizeram simulações tridimensionais em três diferentes posições iniciais do bloco (P1, P2 e P3), enquanto na simulação 2D houve apenas um ponto de despreendimento do bloco correspondente à posição P1 do modelo 3D, cuja trajetória foi definida pelo usuário (Figura 55).

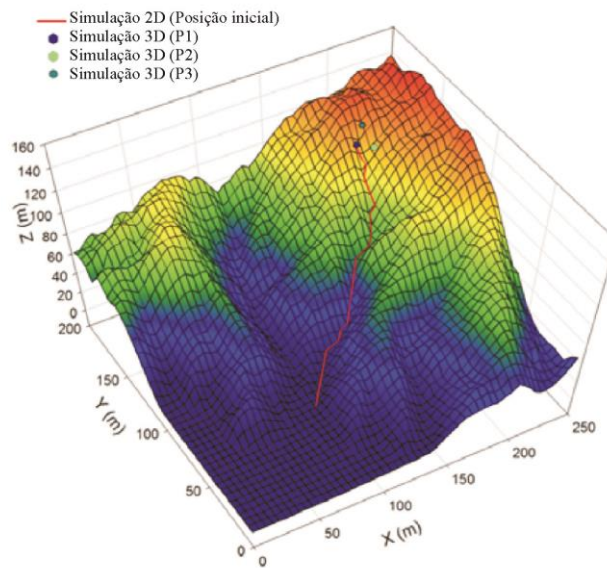


Figura 55 – Modelo 3D com as posições iniciais dos blocos e a trajetória da simulação 2D. (Modificado de Chen *et al.*, 2012).

O gráfico da figura 56 mostra os resultados das simulações feitas por Chen *et al.* (2012). Como se vê, o alcance do bloco foi bem maior na simulação a duas dimensões para coeficientes de restituição acima de 0,7. Os autores concluíram que tal acontecimento se devia ao maior número de impactos do bloco rochoso e maior diminuição da velocidade no caso 3D se comparado com a simulação 2D. Isso porque na análise 3D o bloco se chocaria com os dois lados da ravina ao passo que em duas dimensões tal ato não pode ocorrer, já que a dispersão lateral não é considerada.

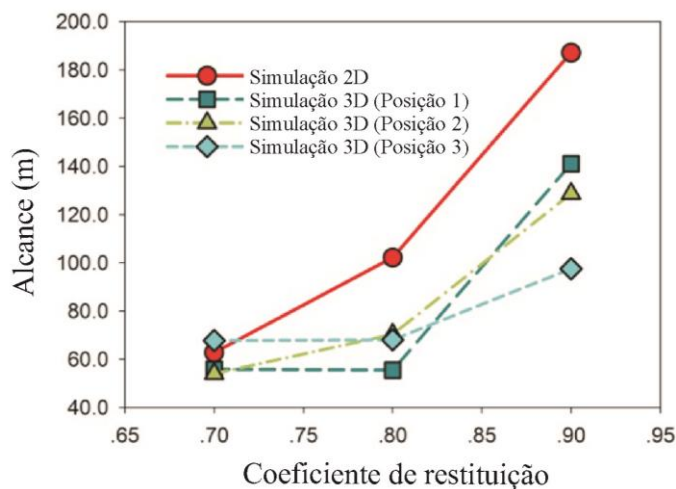


Figura 56 – Coeficiente de restituição versus distância nos modelos 2D e 3D. (Modificado de Chen *et al.*, 2012).

Nishimura *et al.* (2008) realizaram simulações tridimensionais para avaliar a sensibilidade da dispersão lateral frente a outros parâmetros relacionados ao processo de queda de blocos. A figura 57 representa a superfície feita por eles na modelagem.

No trabalho realizado por esses pesquisadores, dezoito simulações foram feitas contendo as seguintes características:

- Blocos cúbicos e prismas hexagonais;
- Três inclinações da encosta (β): 30° , 45° e 60° ;
- Tamanho das células que formam a superfície (d): 2, 5 e 10m;
- Rugosidade da superfície do terreno (σ): 0,1 e 0,2 m;
- Outros parâmetros mantidos constantes: posição inicial, volume e densidade dos blocos; rigidezes normal e cisalhante; coeficiente de restituição; ângulo de atrito e coesão da superfície.

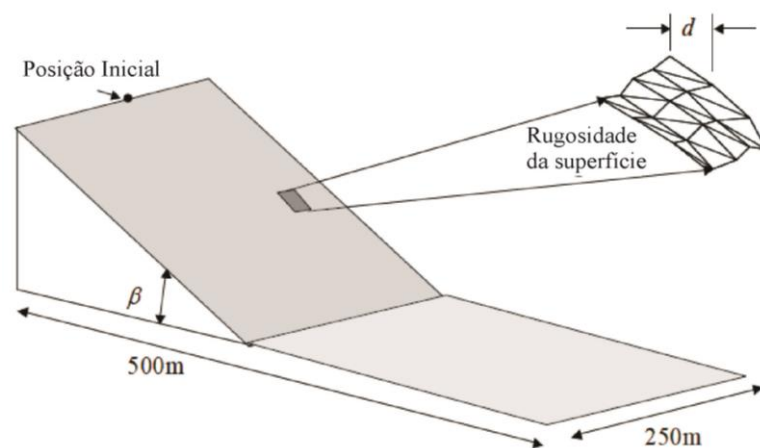


Figura 57 – Superfície usada na modelagem. (Modificado de Nishimura *et al.*, 2008).

A partir dos resultados obtidos, esses pesquisadores montaram um gráfico que demonstra a dependência da dispersão lateral (W/L) em relação à rugosidade normalizada (σ/d) para as diferentes geometrias e inclinações da encosta. Tal gráfico é mostrado na figura 58.

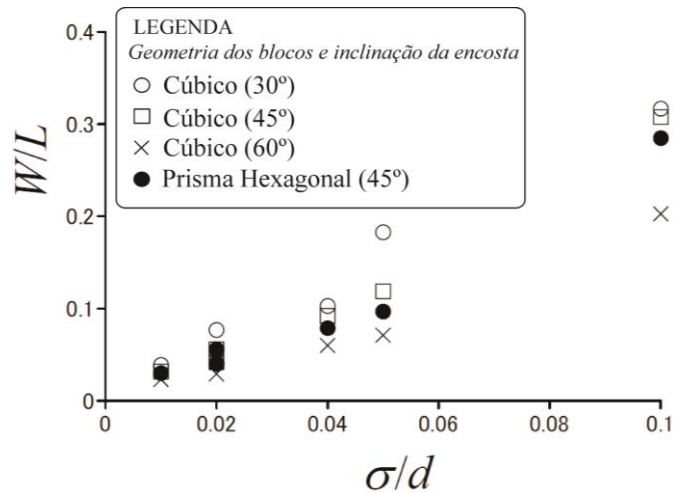


Figura 58 – Resultados das simulações de Nishimura *et al.* (2008).

Nishimura *et al.* (2008) concluíram que a dispersão lateral é pouco dependente do formato do bloco, mas varia bastante conforme a inclinação da encosta. No caso da encosta mais íngreme ($\beta=60^\circ$), por exemplo, mesmo variando a rugosidade normalizada, os blocos cúbicos simulados assumiram as menores dispersões laterais frente aqueles simulados em encostas mais suaves. Esse comportamento é justificado pelo fato de que em encostas abruptas o bloco rochoso é capaz de atingir altas velocidades ao longo do percurso e conseqüentemente possuir grandes alcances. Desse modo L assume altos valores.

Ademais, a dispersão lateral é sensível à rugosidade da superfície do terreno, confirmando o que já foi mencionado anteriormente. Essa rugosidade é representada através da malha da superfície, isto é, o detalhamento da superfície no modelo é dado pelo tamanho da célula. Agliardi e Crosta (2003), que simularam esse fenômeno tendo como área de estudo uma região dos Alpes Italianos, determinaram que a relação entre a rugosidade e o tamanho da célula da superfície do terreno é inversamente proporcional, como atesta a tabela 3. Pela tabela, também é possível concluir que quanto maior a dispersão lateral, maior é a zona de deposição.

Tabela 3 – Variação da dispersão lateral de acordo com o tamanho da célula em simulações nos Alpes italianos (Agliardi e Crosta, 2003).

Tamanho da célula (m)	Zona de deposição (m ²)	Dispersão lateral (%)
1x1	32.258	34
5x5	12.840	14
10x10	5.945	08

Como o relevo influi consideravelmente no comportamento do bloco rochoso através da dispersão lateral, o conhecimento detalhado da topografia do local e a sua modelagem tridimensional é de suma importância. O detalhamento da topografia se torna praticamente indispensável, proporcionando um modelo mais confiável onde a variabilidade espacial dos parâmetros e a dispersão lateral são consideradas. Quando o objetivo é o zoneamento de determinada região em função do risco associado à queda de blocos rochosos, é aconselhável a representação adequada da dispersão lateral na modelagem.

A influência da topografia nos modelos torna-se ainda mais relevante quando é considerada a existência do erro referente à variabilidade dos parâmetros físicos ao longo da superfície do terreno, que se acumulam com os sucessivos impactos do bloco contra o material da superfície presente na área.

Charalambous e Sakellariou (2007) apresentaram uma nova ferramenta chamada *Rockfall Analysis* (Figura 59) para o programa *ArcScene*, capaz de realizar simulações de queda de blocos. Segundo eles o posicionamento inicial dos blocos e uma topografia detalhada são condições essenciais para que o modelo dê uma resposta mais próxima da realidade. Entretanto, os mesmos pesquisadores afirmam que a ferramenta precisa de melhorias. A principal é a correta reprodução da geometria dos blocos em campo, já que a ferramenta simula apenas blocos esféricos.

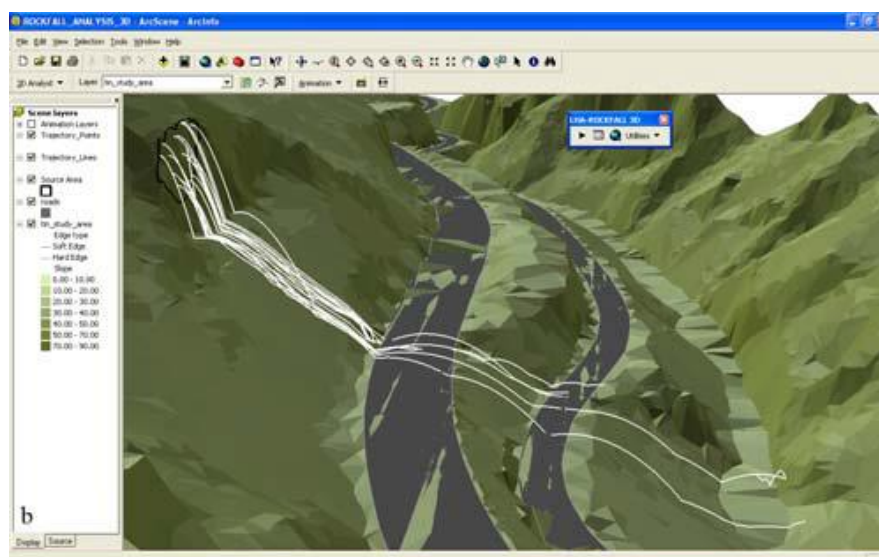


Figura 59 – Ferramenta *RocFall Analysis* no programa *ArcScene* (Charalambous e Sakellariou, 2007).

Através do programa *Stone*, Agliardi e Crosta (2003) desenvolveram modelos tridimensionais de San Martino-Coltignone e Valfurva, na Lombardia, região norte da Itália.

Porém, esses pesquisadores também não consideraram o efeito da forma real dos blocos nas simulações realizadas.

Mais tarde Agliardi e Crosta (2004) utilizaram novamente o programa *Stone* para verificar o efeito da topografia na dispersão lateral. Para isso, criaram modelos simples formados de dois planos que continham diferentes ângulos de inclinação (Figura 60) e três graus de rugosidade. Entretanto, novamente os blocos foram considerados esféricos.

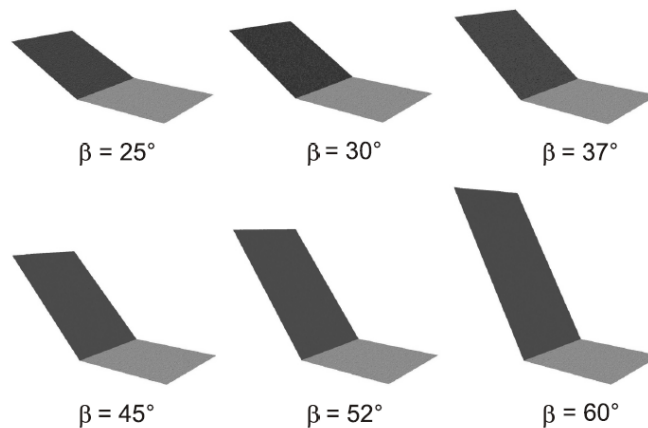


Figura 60 – Modelos criados por Agliardi e Crosta (2004) com suas diferentes inclinações (β).

No PFC-3D, Wang (2009) realizou simulações tridimensionais visando o estudo de fragmentação dos blocos ao longo dos sucessivos impactos contra a superfície do terreno e como isso afetaria o comportamento do bloco no seu percurso. O seu modelo consistia em esferas de diferentes tamanhos que compunham um bloco esférico cujo impacto se dava contra uma parede horizontal (Figura 61). Wang (2009) variou a velocidade inicial, ângulo de impacto e propriedades físicas das partículas e verificou o comportamento da fragmentação dos blocos frente às alterações.

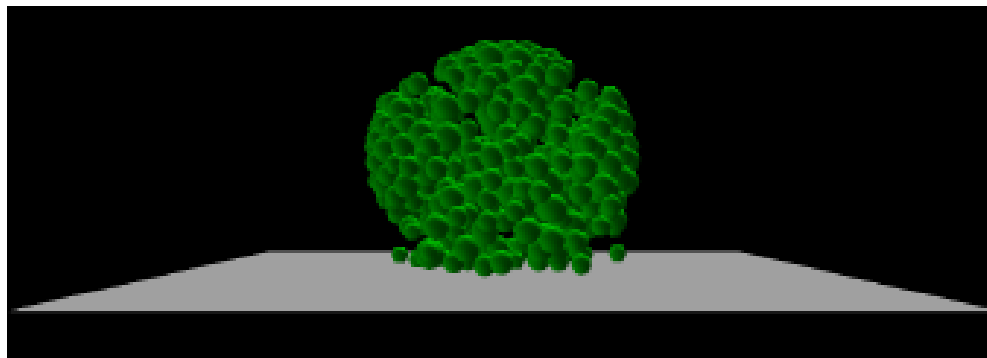


Figura 61 – Simulação realizada por Wang (2009) para estudo de fragmentação devido ao impacto de um bloco esférico.

6. SOLOS NÃO SATURADOS

O estudo do comportamento dos solos não saturados assume grande importância nessa tese, já que grande parte da superfície da área de estudo é constituída por solo residual. O essencial é saber como o estado não saturado do solo irá afetar os parâmetros de entrada do modelo relacionados a tal unidade geotécnica, isto é, como os diferentes graus de saturação do solo influenciam em parâmetros como o amortecimento e a rigidez (discutidos posteriormente).

6.1. Introdução

O estudo do comportamento de solos não saturados é mais complexo do que o comportamento de solos saturados. Diferentemente do solo saturado, que pode ser considerado um sistema bifásico constituído exclusivamente por água e partículas sólidas, o solo não saturado apresenta, além das componentes já citadas, a presença de ar em seus vazios. Fredlund e Morgenstern (1977) propuseram uma quarta fase para os solos não saturados: a membrana contrátil que se forma na interface ar-água (Figura 62). Essa membrana apresenta comportamento diferenciado das fases ao seu redor já que possui uma propriedade denominada tensão superficial, que faz com que a membrana contrátil se comporte de forma elástica.

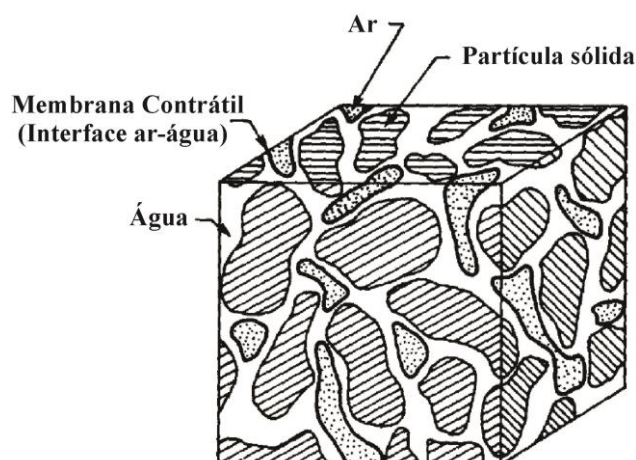


Figura 62 – Elemento de solo não saturado (Fredlund e Morgenstern, 1977).

Diferentes valores de umidade e saturação levam o solo a apresentar diferentes resistências. Segundo Campos (1984) perfis típicos de solos residuais de gnaiss indicam grau de saturação entre 40% e 60% durante a maior parte do ano, podendo atingir patamares mais elevados nos períodos de chuva. Assim, torna-se de vital importância o estudo da resistência dos solos não saturados no presente trabalho. Isso porque certos parâmetros de entrada do PFC-3D são afetados pela modificação do grau de saturação do solo.

6.2. O potencial de água no solo

O diferencial de energia entre dois pontos no interior do solo irá gerar um fluxo da água na direção do ponto de menor energia potencial. A energia disponível para realizar trabalho e consequentemente a movimentação das partículas de água pode ser expressa pelo potencial total.

Num determinado ponto no interior do solo, o potencial total de água no solo é definido como a quantidade de trabalho necessária que deve ser realizado (por unidade de água pura) para transportar, reversa e isotropicamente, uma quantidade infinitesimal de água de um reservatório contendo água pura, a uma elevação específica, estando o reservatório submetido à pressão atmosférica (Campos, 1984). Esse potencial total na verdade corresponde ao somatório de potenciais (Equação 19).

$$P = P_c + P_g + P_p + P_m + P_o \quad (19)$$

Onde: P é o potencial total;

P_c é o potencial de consolidação;

P_g é o potencial gravitacional;

P_p é o potencial de pressão;

P_m é o potencial matricial; e

P_o é o potencial osmótico.

O potencial de consolidação está relacionado com o processo de adensamento do solo. O potencial gravitacional se refere à elevação da partícula de água em relação a um nível de referência. O potencial de pressão existirá apenas em situações específicas, quando o solo estiver submetido a pressões externas de gás diferentes da pressão atmosférica.

O potencial matricial se refere ao efeito provocado pela atuação de forças capilares e associadas à adsorção que surgem da interação entre a água e as partículas sólidas do solo. O fenômeno da capilaridade faz com que meniscos sejam formados e a adsorção faz com que uma película de água envolva a superfície da partícula sólida, como mostrado na figura 63.

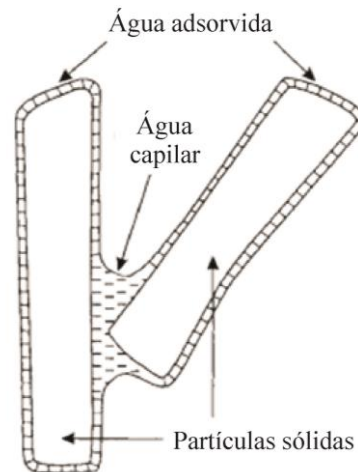


Figura 63 – Interação entre água e partículas sólidas num solo não saturado (Hillel, 1998).

Por fim o potencial osmótico ocorre somente se a água presente no solo não estiver em seu estado puro, ou seja, contiver sais dissolvidos e/ou matéria orgânica.

Supondo um solo não saturado, onde o ar está em contato com a atmosfera e que não há qualquer processo de adensamento em curso, o potencial total apresenta a seguinte relação:

$$P = P_m + P_o \quad (20)$$

Onde: P é o potencial total;

P_m é o potencial matricial; e

P_o é o potencial osmótico.

Nessa situação os potenciais matricial e osmótico são os únicos potenciais que influenciam a sucção total através de suas pressões correspondentes: a sucção matricial e a sucção osmótica.

6.3. O conceito de sucção no solo

A sucção desempenha um importante papel em solos não saturados já que a mesma pode ter grande influência no seu comportamento mecânico. Segundo Lee e Wray (1995, *apud* Sathler, 2010) a sucção do solo pode ser definida como a quantidade de energia que representa a capacidade do solo de reter água. Houston *et al.* (1994, *apud* Feuerharmel, 2003) dizem que a sucção representa a tensão requerida para que ocorra a remoção de uma molécula de água do solo dentro da fase vapor.

De acordo com Edlefsen e Anderson (1943, *apud* Fredlund e Rahardjo, 1993) a sucção do solo é comumente referida como o estado de energia livre da água no solo. Essa energia livre pode ser medida em termos de pressão parcial do vapor d'água existente nos vazios do solo, conforme mostrado na equação 21.

$$\psi = -\frac{RT}{v_{w0}w_v} \ln\left(\frac{\bar{u}_v}{\bar{u}_{v0}}\right) \quad (21)$$

Onde: ψ é a sucção total (kPa);

R é a constante universal dos gases [8.31432 J/(mol K)];

T é a temperatura (K);

v_{w0} é o volume específico da água ou o inverso da massa específica da água ($1/\rho_w$) (m^3/kg) sendo ρ_w a massa específica da água (998 kg/m^3 a $t=20^\circ\text{C}$);

w_v é a massa molecular do vapor d'água (18.016 kg/mol);

\bar{u}_v é a pressão parcial do vapor d'água (kPa); e

\bar{u}_{v0} é a pressão de vapor d'água pura (kPa).

A pressão provocada pelo vapor de água pura, isto é, sem a presença de sais ou impurezas, é utilizada como referência para quantificação dos componentes da sucção, como pode ser constatado na equação acima.

Outra variável importante é a temperatura da água. O termo $\left(\frac{\bar{u}_v}{\bar{u}_{v0}}\right)$ da equação 21 é denominado umidade relativa (UR). A variação de UR influencia a sucção total (ψ), conforme atesta a figura 64.

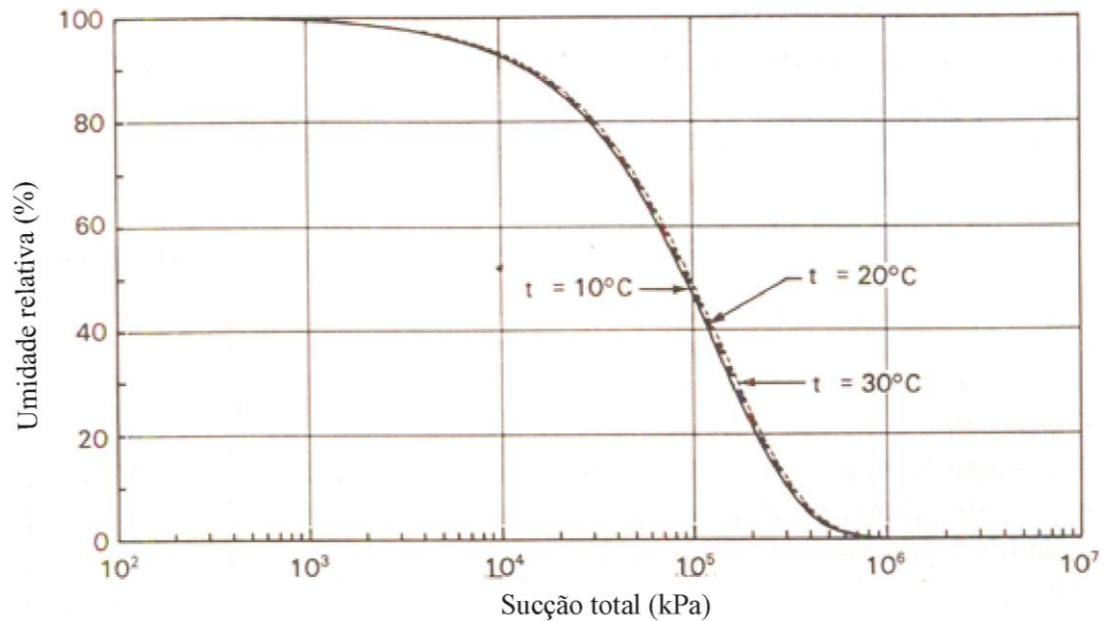


Figura 64 – Relação entre a umidade relativa e a sucção total (Fredlund e Rahardjo, 1993).

O que se constata é que não há o fenômeno da sucção quando UR=100 % e que conforme há o decréscimo do valor de UR ocorre a elevação do valor de sucção. Outra observação a ser feita é a influência da temperatura sobre a curva. Para diferentes valores de temperatura, há uma ligeira variação da curva.

Em situações onde os potenciais de consolidação, pressão e gravitacional podem ser desprezados, a sucção possui duas componentes: a matricial e a osmótica. A primeira está relacionada com a matriz do solo, ou seja, com o arranjo e características das partículas do solo. A *sucção matricial* é encontrada pela diferença entre as pressões de água (u_a) e ar (u_w). Já a *sucção osmótica* se refere à presença e quantidade de solutos na solução aquosa.

Assim, a sucção total (ψ) é definida como:

$$\psi = (u_a - u_w) + \pi \quad (22)$$

Onde: u_a é a pressão de ar;

u_w é a pressão de água; e

π é a sucção osmótica.

A sucção matricial é composta por duas parcelas: a sucção capilar e a sucção de adsorção. A parcela de sucção capilar está relacionada com o nível macroestrutural do solo, ou seja, com os poros interligados nos quais a água flui devido a gradientes de pressão capilar.

A diferença de pressão na superfície ar-água faz com que meniscos capilares se formem entre os grãos que compõem o solo. Se existe um menisco capilar, também há tensões superficiais (\vec{T}) que acabam por gerar forças que aproximam as partículas (\vec{P}), como representado na figura 65. Essas forças de aproximação acabam por alterar o comportamento geomecânico de solos não saturados.

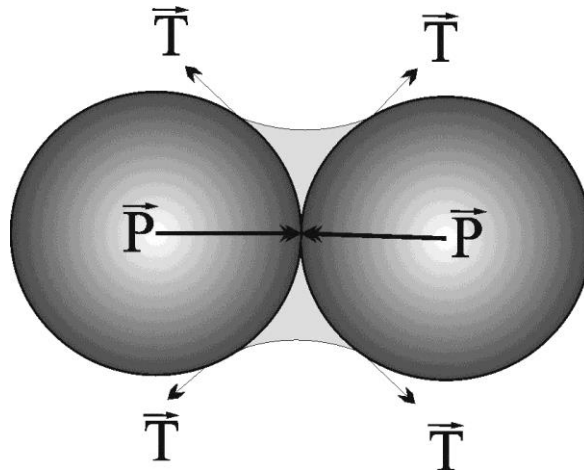


Figura 65 – Tensão capilar e força de aproximação entre as partículas.

Já a parcela de adsorção está associada ao nível microestrutura, ou seja, de hidratação dos minerais argilosos.

Em determinadas situações, a água contida no solo contém sais dissolvidos. Segundo Fredlund e Rahardjo (1993), com o aumento de sais dissolvidos na água presente nos poros do solo, ocorre a diminuição nos valor de umidade relativa. Esse decréscimo na umidade relativa devido à presença de sais dissolvidos na água do solo é o que se chama de sucção osmótica (π). Dessa forma, quando não há sais dissolvidos na água, a sucção total é igual à sucção matricial.

A importância da sucção osmótica na Mecânica dos Solos parece estar mais relacionada a solos dispersivos ou expansivos (Fredlund e Rahardjo, 1993). Na prática, geralmente se admite que o valor da sucção total corresponda integralmente ao de sucção matricial.

Existem diferentes técnicas para medição da sucção em solos, que são vistas no quadro 9. Algumas medem apenas uma das componentes da sucção enquanto outras servem para quantificar mais de uma dessas componentes. É importante fazer a ressalva que cada técnica determinará apenas uma faixa de valores de sucção.

Quadro 9 – Técnicas aconselhadas para medição de diferentes faixas de sucção (Adaptado de Fredlund e Rahardjo, 1993 e Marinho, 1997; apud Soares, 2008).

Componente medida	Técnica utilizada	Faixa de sucção medida (kPa)
Total	Psicrômetro	100 a 71.000
	Papel filtro (sem contato)	400 a 30.000
Matricial	Bloco Poroso	30 a 30.000
	Papel filtro (com contato)	30 a 30.000
	Placas de pressão	0 a 1.500
	Placas de sucção	0 a 90
	Sensor de condutividade térmica	0 a 400
	Tensiômetro osmótico	0 a 1.500
	Tensiômetro padrão	0 a 100
	Tensiômetro Imperial College	0 a 1.800
Osmótica	Condutividade elétrica	20 a 1.500
	Psicrômetro	100 a 8.000

A técnica empregando o papel filtro é única abordada nesse trabalho, já que foi o único método empregado para a determinação da relação sucção-umidade. Tal técnica é descrita a seguir.

6.4. O método do papel filtro com contato

O método do papel filtro é uma técnica de medição indireta da sucção em solos. Isso significa que outro parâmetro é quantificado e posteriormente relacionado com a sucção através de uma calibração. No caso do papel filtro, esse parâmetro é a umidade.

O método é baseado no princípio de que quando um determinado solo é colocado em contato com um material que possua capacidade de absorver água num ambiente hermético, a mesma irá passar do solo para esse material até que seja atingido o equilíbrio.

Há duas técnicas de medição da sucção com o papel filtro, que estão representadas na figura 66. A primeira é aquela onde o papel filtro não entra em contato direto com o solo. Nesse caso mede-se a sucção total. Já na segunda técnica o papel filtro é colocado diretamente em contato com o solo, medindo-se a sucção matricial. Nesse caso, o fluxo de vapor d'água a ser absorvido pelo papel filtro é influenciado por forças capilares e osmóticas que acabam restringindo a saída de moléculas d'água da amostra.

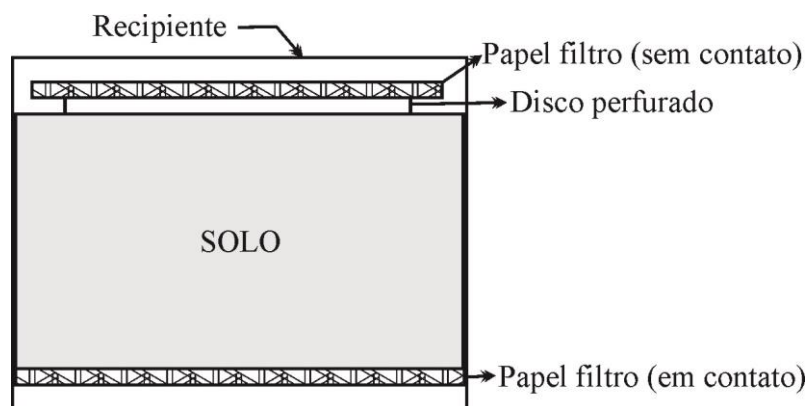


Figura 66 – Métodos de obtenção da sucção matricial com o papel filtro em contato com o solo e total (com o papel filtro sem contato com o solo) (Modificado de Fredlund e Rahardjo, 1993).

O método no qual há contato do solo com o papel filtro foi o escolhido nessa tese, já que segundo Fredlund e Rahardjo (1993) a sucção matricial é igual a total nos casos em que não existem diferenças de gradientes de sais no fluido presente no solo. Marinho (1997, *apud* Sathler, 2010) afirma que alterações na sucção osmótica são menos significativas que as mudanças de sucção matricial, devendo essa componente da sucção ser considerada apenas em casos de contaminação. Assim, como o solo da área de estudo não apresenta nenhuma dessas características (contaminação e/ou salinidade), foi considerada somente a sucção matricial no estudo. Segundo Fredlund e Rahardjo (1993) a medição da sucção pode ser feita em laboratório com a amostra deformada ou indeformada de solo obtida em campo.

A metodologia que regula a determinação experimental da sucção através da técnica do papel filtro é descrita pela norma norte-americana ASTM D529-03. Nela se encontram as curvas de calibração das duas marcas de papel-filtro mais utilizadas nesse tipo de ensaio: os papéis *Whatman*® nº 42 e *Schleicher & Schuell*® nº 589 (listra branca), identificadas na figura 67. Nessa tese foi utilizado o papel-filtro *Schleicher & Schuell*® nº 589 (listra branca), que já se encontrava disponível no laboratório.

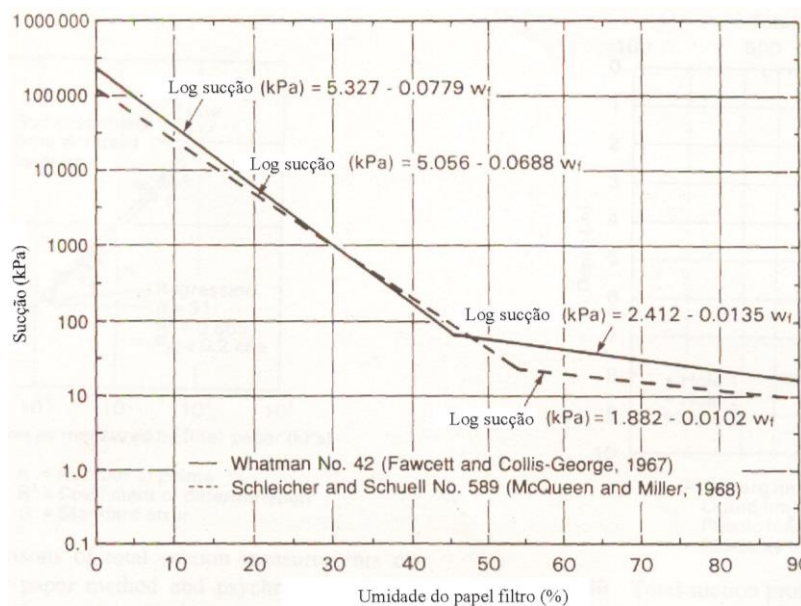


Figura 67 – Curvas de calibração para dos tipos de papel filtro (Fredlund e Rahardjo, 1993).

Como se vê, a “curva de calibração” na verdade é formada por duas retas, com suas respectivas equações. No caso do papel-filtro utilizado, para valores de umidade igual ou superior a 54 %, a equação 23 é a empregada para o cálculo da sucção do solo, sendo a equação 24 reservada para valores inferiores de umidade.

$$\log \psi = 5,056 - 0,0688 w_f \quad (23)$$

$$\log \psi = 1,882 - 0,0102 w_f \quad (24)$$

Onde: ψ é a sucção; e

w_f é a umidade do papel filtro.

6.5. Curva de retenção de água

A relação entre a sucção e a quantidade de água presente nos poros interfere diretamente no comportamento do solo, já que as propriedades de engenharia, tais como resistência e compressibilidade são afetadas. Com isso, essa relação descrita pela curva de retenção de água é de vital importância nos estudos geotécnicos relacionados a solos não saturados. Segundo Marinho (2005), a curva de retenção de água pode ser chamada de várias maneiras, sendo que provavelmente o termo mais utilizado é curva característica.

A curva de retenção de água pode ser apresentada de maneiras diferentes. Obrigatoriamente a sucção está representada em um dos eixos do gráfico, enquanto no outro

eixo um dos seguintes índices físicos está presente: grau de saturação (S), umidade gravimétrica (w) ou umidade volumétrica (Φ).

De acordo com o formato assumido pela curva de retenção esta é classificada em modal e bimodal. A primeira é a mais comum, contendo apenas um valor de entrada de ar e possuindo a forma de um Z (Figura 68). De acordo com Vanapalli *et al.* (1996 *apud* Ferreira, 2010) ela é dividida em três partes conforme o processo de diminuição do grau de saturação. Essas partes são descritas a seguir.

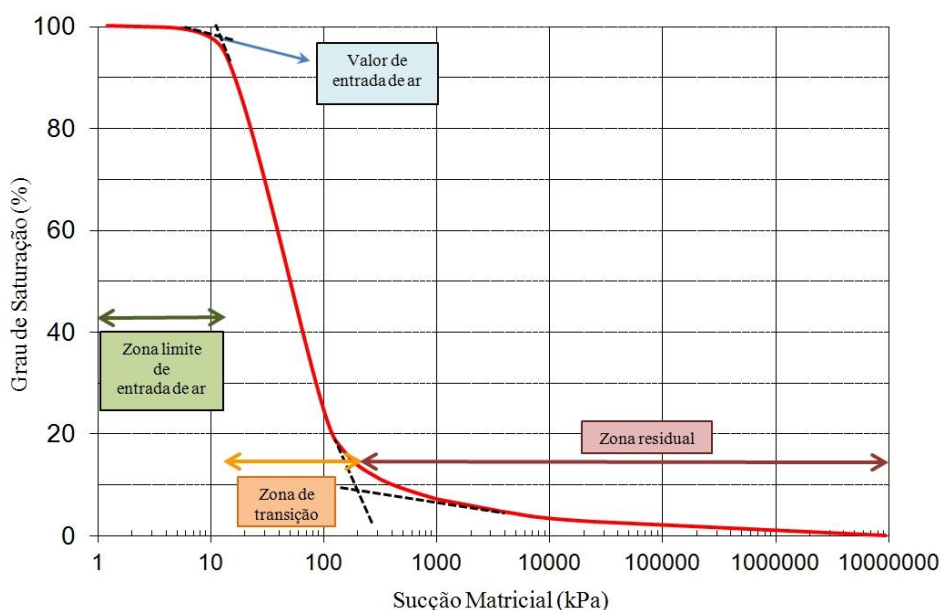


Figura 68 – Curva modal de retenção de água e suas zonas identificadas.

A primeira parte corresponde ao trecho da curva anterior ao valor de entrada de ar, denominado *região limite* ou *zona limite de entrada de ar*. O valor de entrada de ar, definido a partir da interseção entre dois trechos lineares é o valor de sucção matricial a ser excedido para que o ar possa penetrar nos vazios do solo. Por isso, nesse trecho os poros estão totalmente ou praticamente preenchidos de água.

Seguindo a trajetória de dessaturação, entre o valor de entrada de ar e o teor de umidade residual ocorre a *zona de transição*. Nesse trecho da curva há uma significativa diminuição da saturação visto que o ar vai progressivamente ocupando o espaço anteriormente ocupado pela água, até o momento em que os poros preenchidos de água não conseguem mais se intercomunicar. A partir desse instante, a parte da curva é denominada *zona residual*, caracterizada pelo fato do aumento da sucção não mais levar a variações significativas do grau de saturação.

A figura 69 ilustra o que ocorre no interior do solo nos três trechos da curva de retenção com a elevação progressiva do valor de sucção.

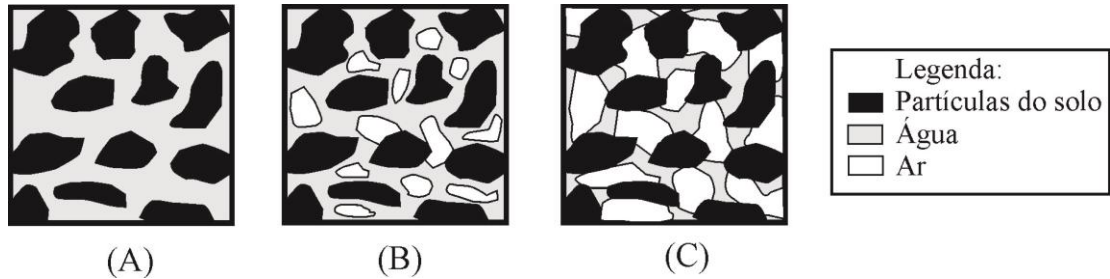


Figura 69 – Variação das fases líquida, sólida e gasosa no interior do solo de acordo com os três trechos da curva de retenção de água: (A) Zona limite de entrada de ar; (B) Zona de transição e (C) Zona residual (modificado de Vanapalli *et al.*, 2006, *apud* Ferreira, 2010).

Diferentemente da curva de retenção modal, a curva bimodal possui dois valores de entrada de ar e um patamar intermediário. A distribuição dos poros é má graduada, isto é, há um conjunto de macroporos e microporos bem definido no solo. Nesse tipo de curva, inicialmente há a dessaturação dos macroporos com o aumento da sucção. Posteriormente não ocorre mudança significativa no grau de saturação (Patamar Intermediário). Finalmente, com altos valores de sucção há a dessaturação dos microporos. Segundo Ferreira (2010), a curva bimodal (Figura 70) é encontrada principalmente em solos formados em regiões de clima tropical e subtropical, onde geralmente há formação de agregados de partículas.

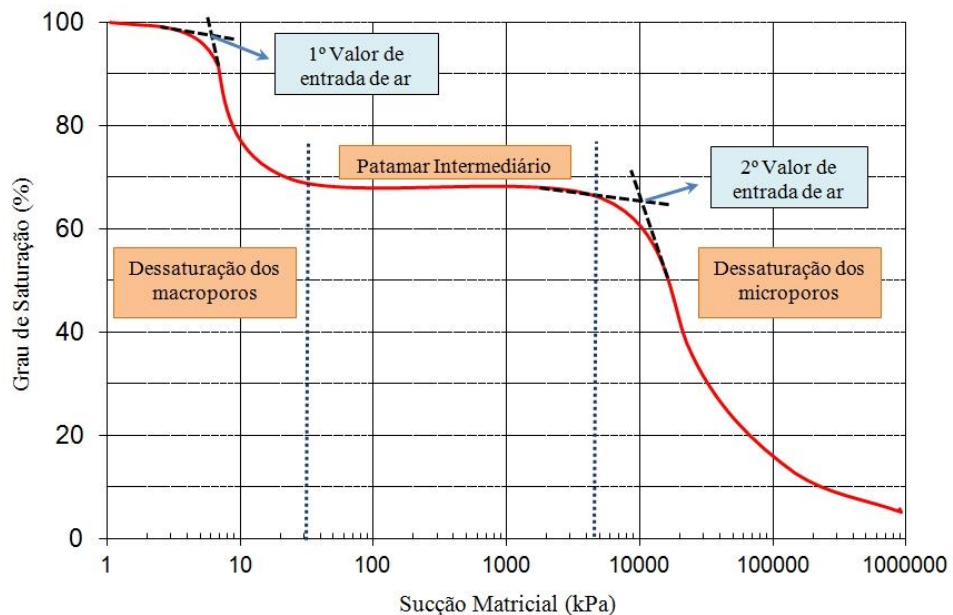


Figura 70 – Curva bimodal de retenção de água e suas zonas identificadas.

Há na literatura científica diferentes formulações empíricas e matemáticas que visam o melhor ajuste para a curva de retenção de água a partir dos dados de umidade volumétrica e sucção.

Entre essas formulações estão aquelas definidas por Van Genuchten (1980) e Fredlund e Xing (1994), representadas no quadro 10.

Quadro 10 – Formulações matemáticas para a curva de retenção de água.

Autores	Relação empírica	Definição dos parâmetros
Van Genuchten (1980)	$\theta = \theta_r + \frac{(\theta_s - \theta_r)}{[1 + (\alpha_v \Psi)^n]^m}$	$m = 1 - 1/n$; θ = Teor de umidade volumétrica; θ_r = Teor de umidade volumétrica residual; θ_s = Teor de umidade volumétrica de saturação; Ψ = Sucção matricial; α_v, n = Parâmetros de ajuste;
Fredlund e Xing (1994)	$\theta = \theta_s \left[1 - \frac{\ln(1 + \Psi/\Psi_r)}{\ln(1 + 10^6/\Psi_r)} \right] \left[\frac{1}{\ln(e + (\Psi/a)^n)} \right]^m$	θ = Teor de umidade volumétrica; θ_s = Teor de umidade volumétrica de saturação; Ψ = Sucção matricial; Ψ_r = Sucção matricial residual; $e = 2,7183$; a = valor de entrada de ar; n e m = Parâmetros de ajuste.

6.6. Resistência de solos não saturados

Uma abordagem comum na estimativa da resistência de solos não saturados é a utilização da curva de retenção de água e dos parâmetros de resistência de solos saturados. Os valores de sucção apresentados na curva de retenção desempenham importante papel no comportamento geomecânico do material.

O princípio das tensões efetivas, estabelecido pelo engenheiro austríaco Karl Von Terzagui, se aplica bem no entendimento da resistência ao cisalhamento de solos saturados. Entretanto, quando se trata de solos não saturados, tal princípio não funciona corretamente já que além da água, o ar também se encontra presente nos vazios do solo. O princípio das tensões efetivas é definido pela equação 25.

$$\sigma' = \sigma - u \quad (25)$$

Sendo: σ' = Tensão normal efetiva;

σ = Tensão normal total; e

u = Pressão neutra.

Pensando nisso, o professor inglês Alan Bishop reformulou a equação apresentada por Terzagui com o intuito de aplicá-la nos casos onde o solo não se encontra em sua condição saturada. Dessa forma, ele incluiu um parâmetro na equação para representar a influência da sucção (χ) na tensão efetiva dos solos (Equação 26).

$$\sigma' = (\sigma - u_a) + \chi (u_a - u_w) \quad (26)$$

Onde: $(\sigma - u_a)$ é a tensão normal líquida;

$(u_a - u_w)$ é a sucção matricial; e

χ é o parâmetro que representa a condição de saturação do solo.

Além de incluir a sucção matricial como um fator importante na determinação da tensão efetiva de solos não saturados, Bishop adicionou outro parâmetro relacionado à saturação do solo (χ). No caso do solo estar saturado, $\chi = 1$ e quando o solo se encontra seco, $\chi = 0$.

A partir da equação de Bishop e utilizando o critério de ruptura de Mohr-Coulomb, a resistência de solos não saturados é dada por:

$$\tau = c' + [(\sigma - u_a) + \chi(u_a - u_w)]tg\phi' \quad (27)$$

Sendo: τ = Resistência ao cisalhamento na ruptura;

c' = Intercepto da coesão efetiva; e

ϕ' = Ângulo de atrito efetivo.

Uma proposta alternativa a apresentada anteriormente é aquela formulada por Fredlund *et al.* (1978, *apud* Fredlund e Rahardjo 1993), que se basearam em variáveis do estado de tensões de solos não saturados para a determinação da resistência ao cisalhamento. Isso porque o parâmetro χ definido por Bishop é de difícil obtenção (Khalili e Kabbhaz, 1998).

De acordo com Ferreira (2010), existe um consenso no meio geotécnico de que a abordagem envolvendo as variáveis de estado é a que melhor representa o comportamento de solos não saturados na prática de engenharia. As variáveis de estado são parâmetros físicos do solo necessários para a determinação de sua resistência. No caso de solos não saturados, há a possibilidade de uso de três combinações diferentes dessas variáveis com o intuito de descrever o estado de tensões. Essas combinações são: $(\sigma - u_a)$ e $(u_a - u_w)$; $(\sigma - u_w)$ e $(u_a - u_w)$; $(\sigma - u_a)$ e $(\sigma - u_w)$.

Partindo do critério de ruptura de Mohr-Coulomb e das variáveis de estado, Fredlund *et al.* (1978, *apud* Fredlund e Rahardjo 1993) definiram a resistência ao cisalhamento de solos não saturados da seguinte forma:

$$\tau = c' + (\sigma - u_a)tg\phi' + (u_a - u_w)tg\phi^b \quad (28)$$

onde: σ é a tensão total;

c' é o intercepto coesivo efetivo;

ϕ' é o ângulo de atrito efetivo; e

ϕ^b é o ângulo de atrito relacionado com a sucção matricial.

Essa equação pode ser representada num gráfico tridimensional, sendo a tensão cisalhante representada no eixo das ordenadas e as duas variáveis do estado de tensões plotadas nas abscissas. A superfície tridimensional representada nesse gráfico, denominada envoltória estendida de Mohr-Coulomb, não é plana, ou seja, há uma relação não linear entre a resistência ao cisalhamento e a sucção matricial. Nesse caso, tanto ϕ^b (ângulo de atrito

relacionado com a sucção matricial) quanto ϕ' (o ângulo de atrito efetivo) não são constantes com a variação de sucção do solo não saturado. Campos (1997, *apud* Soares, 2008) sugeriu que a envoltória estendida de Mohr-Coulomb teria o formato apresentado na figura 71.

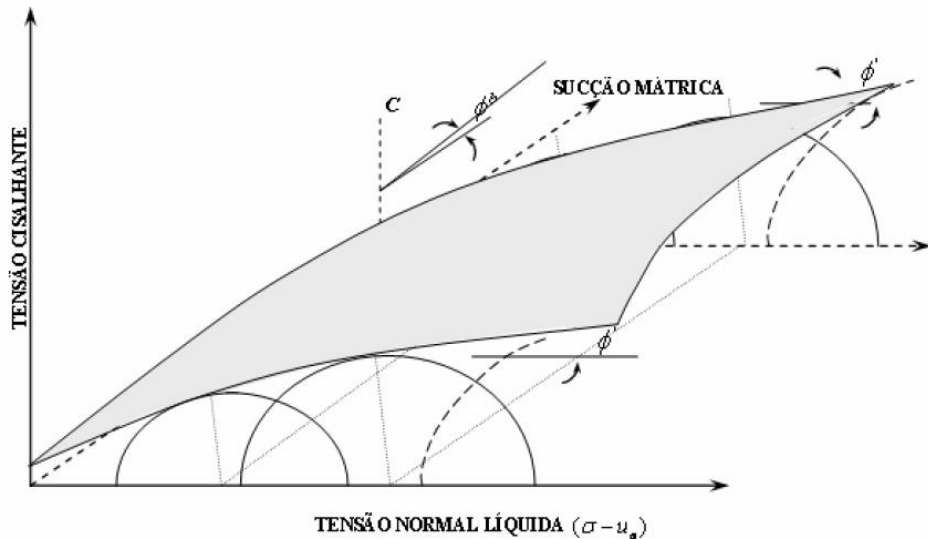


Figura 71 – Envoltória estendida de Mohr-Coulomb de um solo não saturado (Campos, 1997; *apud* Soares, 2008).

Khalili e Kabhaz (1998) também perceberam que a relação entre sucção matricial e tensão cisalhante não é linear. Eles ainda afirmam que o valor de entrada de ar ou valores muito próximos a esse demarcam o ponto onde os trechos retilíneos com diferentes inclinações se encontram. Isso foi constatado através de ensaios triaxiais que realizaram tomando como material um caulim compactado e uma mistura compactada de argila e areia. Tais resultados se encontram representados respectivamente nos gráficos das figuras 72 e 73.

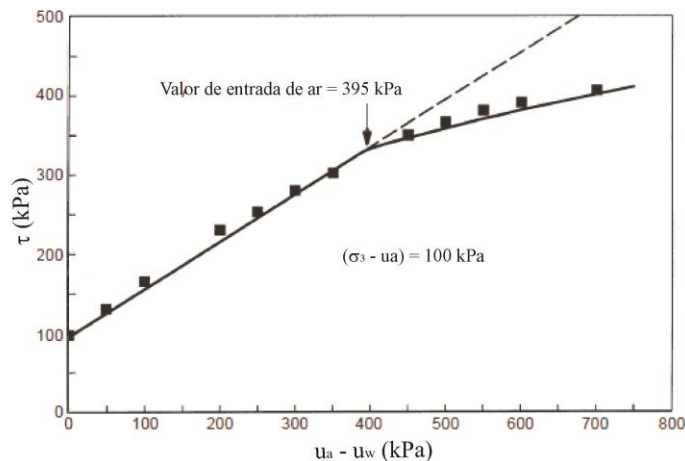


Figura 72 – Resultados de ensaios triaxiais para uma amostra não saturada de caulim (Khalili e Khabbaz, 1998).

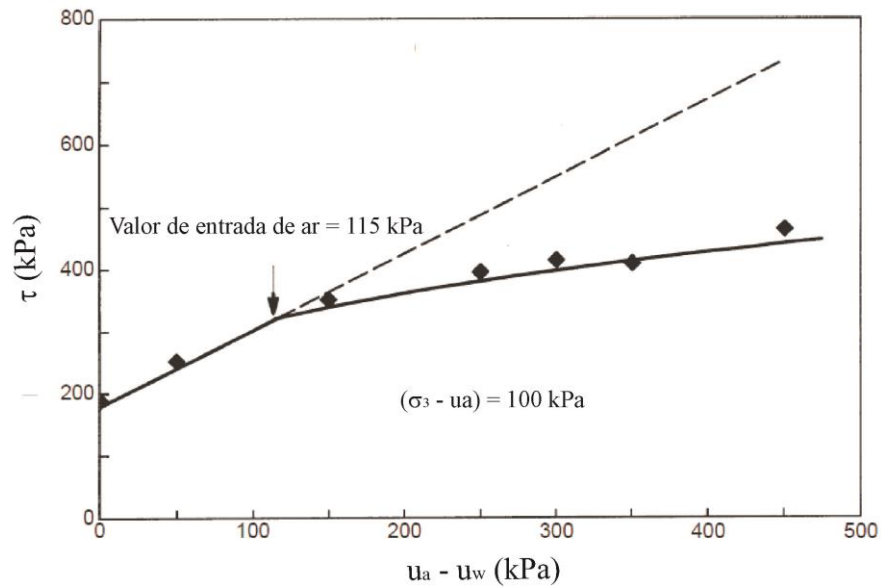


Figura 73 – Resultados de ensaios triaxiais para uma amostra compacta de argila e areia (Khalili e Khabbaz, 1998).

Segundo Machado e Vilar (1998), que fizeram ensaios triaxiais para solos não saturados provenientes de diferentes profundidades, os parâmetros de resistência do critério de ruptura de Mohr-Coulomb apresentam comportamentos diferentes com a variação de sucção matricial. Alguns dos resultados apresentados por esses autores estão na figura 74. Tais gráficos mostram que enquanto o intercepto de coesão apresenta uma clara tendência de crescimento com a profundidade e a sucção matricial, o ângulo de atrito, para uma determinada profundidade e diferentes valores de sucção matricial, fica praticamente constante. Vanapalli *et al.* (1996) também afirmam que para fins práticos é aceitável assumir que o ângulo de atrito efetivo é praticamente constante para sucções entre 0 e 500 kPa.

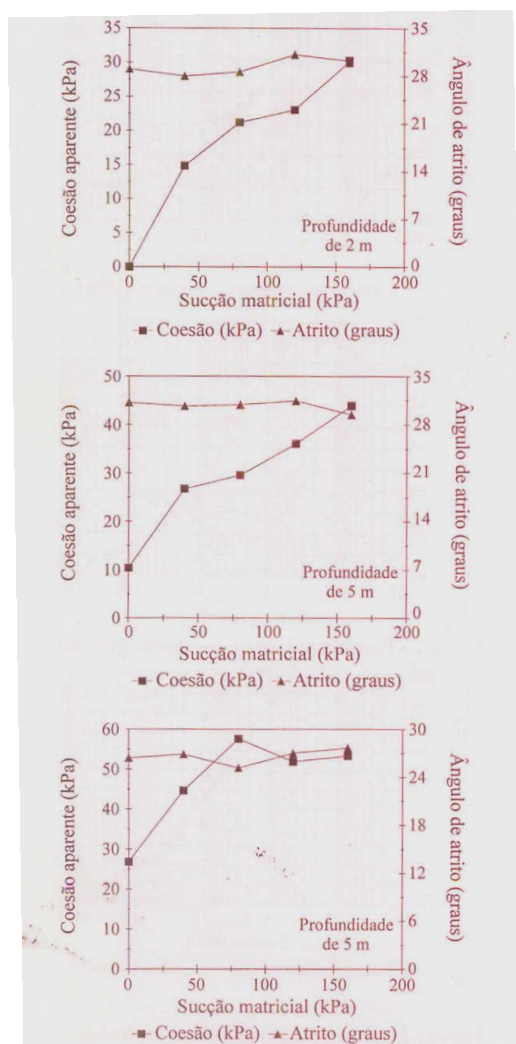


Figura 74 – Variações de coesão e ângulo de atrito com a sucção e profundidade (Machado e Vilar, 1998).

6.7. Módulo de Young e coeficiente de Poisson

De acordo com Oh e Vanapalli (2011) a maioria das modelagens sobre solos tratam o coeficiente de Poisson de solos não saturados e saturados como constante. Segundo esses estudiosos tal hipótese é razoável para solos arenosos. Porém, para solos argilosos, a alteração do grau de saturação e, por conseguinte, da sucção matricial, podem levar à modificação substancial do coeficiente de Poisson.

De maneira geral o coeficiente de Poisson aumenta com a elevação do grau de saturação. Porém essa relação não é linear: o comportamento do coeficiente de Poisson é diferenciado nas três regiões da curva de sucção. Conforme há o aumento de sucção matricial, o coeficiente de Poisson diminui até atingir a constância na zona de transição e se manter assim na zona residual (Figura 75).

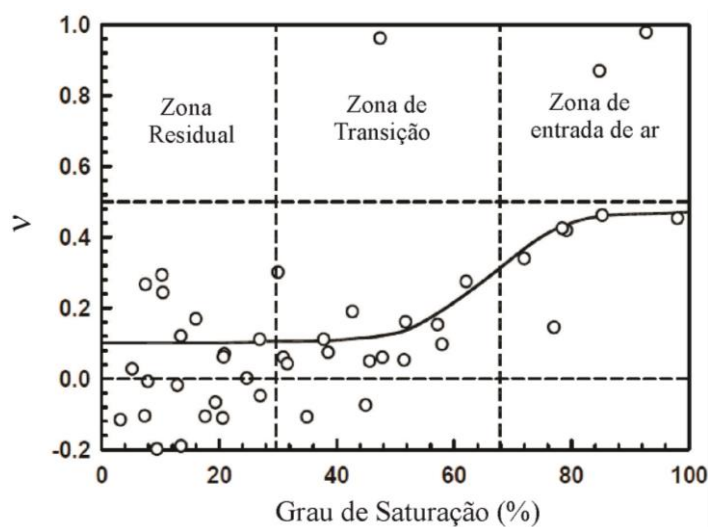


Figura 75 – Variação do coeficiente de Poisson (ν) com o grau de saturação (Mendonza *et al.*, 2005 *apud* Oh e Vanapalli, 2011).

No caso de solos argilosos, Alramahi *et al.* (2010) verificam uma variação de 0,04 para o coeficiente de Poisson (Figura 76), cujos limites inferior e superior estão respectivamente em torno de 0,17 e 0,22.

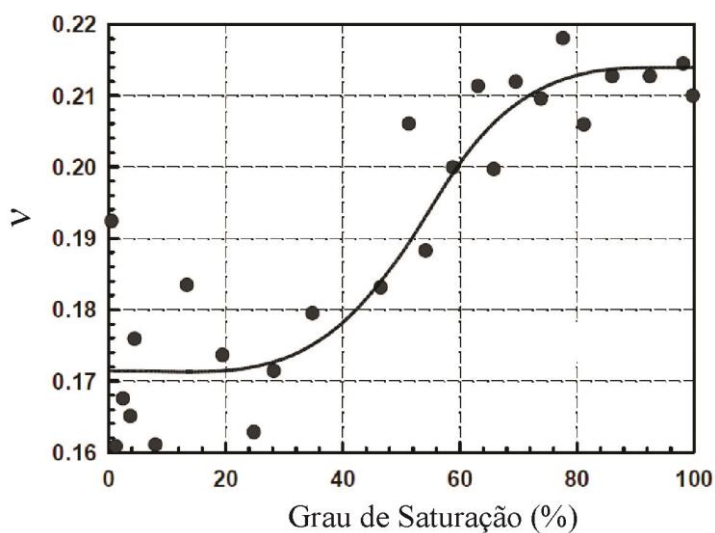


Figura 76 – Variação do coeficiente de Poisson (ν) com o grau de saturação para solo argiloso (Alramahi *et al.*, 2010).

Entretanto o módulo de Young apresenta comportamento diferente do coeficiente de Poisson. Com o aumento da sucção matricial, há também uma elevação no valor do módulo de Young, conforme representado na figura 77.

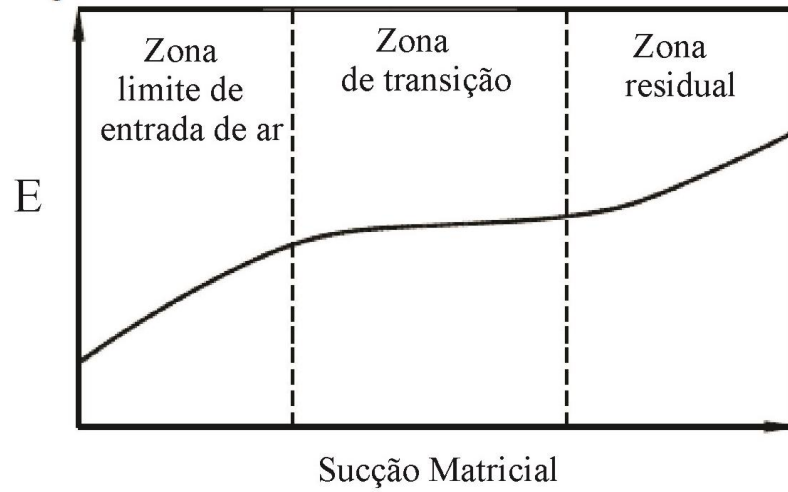


Figura 77 – Representação esquemática da variação do módulo de Young (E) com a sucção matricial (Oh e Vanapalli, 2011).

7. O PROGRAMA PFC-3D E A MECÂNICA DO CONTATO

O programa PFC-3D simula o movimento e a interação entre um conjunto de partículas baseado no Método dos Elementos Discretos (DEM). A popularidade do método está na sua flexibilidade para sua extensão à terceira dimensão e a sua versatilidade no uso de diferentes formas e tamanhos de partículas. Nesse capítulo são conceituados e descritos os elementos e o algoritmo que regem o PFC-3D.

7.1. Métodos de modelagem de movimento de massa através do PFC

O PFC-3D (*Particle Flow Code in 3 dimensions*) realiza suas simulações baseado na relação entre uma ou duas entidades: esferas e paredes. *Entidades* são as figuras geométricas inseridas no PFC-3D para a confecção de um modelo.

Segundo o manual do programa (Itasca, 1999) a *esfera* é a entidade geométrica fundamental para o cálculo do PFC-3D. Assim, o modelo feito no PFC-3D pode ser criado apenas pela geração de um conjunto de esferas dentro da região física que está sendo analisada. Outro termo empregado para a esfera é *partícula*. Essa possui massa e localização definidas no modelo.

As esferas podem ser “coladas” em seus pontos de contato para representar uma massa de rocha e solo. Assim, a massa a ser representada na modelagem, a depender do interesse do indivíduo, pode ou não ser subdividida em pequenas figuras geométricas. Se a primeira opção for a escolhida, pode-se atribuir um valor na força nas ligações desses contatos que evite a separação das partículas ao longo da simulação.

Já a *parede* é um plano onde propriedades de contato são definidas para a posterior interação com as esferas (Itasca, 1999). Cada parede possui um lado "*ativo*". O lado ativo de uma parede corresponde aquele onde a parede pode interagir com uma ou mais esferas.

Existem dois tipos de paredes no programa: infinitas e finitas. A parede infinita se estende ao infinito no espaço e é identificada apenas pela sua origem. Esse tipo de parede é útil em simulações que se pretenda limitar a região onde determinadas partículas são geradas, sendo em seguida descartada. A vantagem do uso de paredes infinitas está no fato de que essas são mais eficientes e consomem menos tempo e memória do computador, já que durante a simulação com uso de paredes finitas, há necessariamente a verificação das bordas das mesmas ao longo dos cálculos.

As paredes finitas consistem de polígonos com origem e limites definidos, que podem estar conectadas umas às outras lateralmente para a formação de uma superfície finita.

A simulação de queda de blocos pode ser feita através de dois modelos: o “Modelo só com esferas” ou o “Modelo Esfera-Parede”.

No “Modelo só com esferas” (Figura 78), a topografia e os blocos rochosos são formados por um conjunto de esferas unidas entre si. Após o desprendimento do bloco do maciço rochoso, este segue seu percurso automaticamente. Essa técnica é limitada, já que devido a razões de software e tempo de simulação, geralmente não é possível modelar todos os blocos rochosos e/ou um grande terreno a ser representado. Quanto maior o número de esferas inseridas no modelo, maior é o esforço computacional na modelagem.

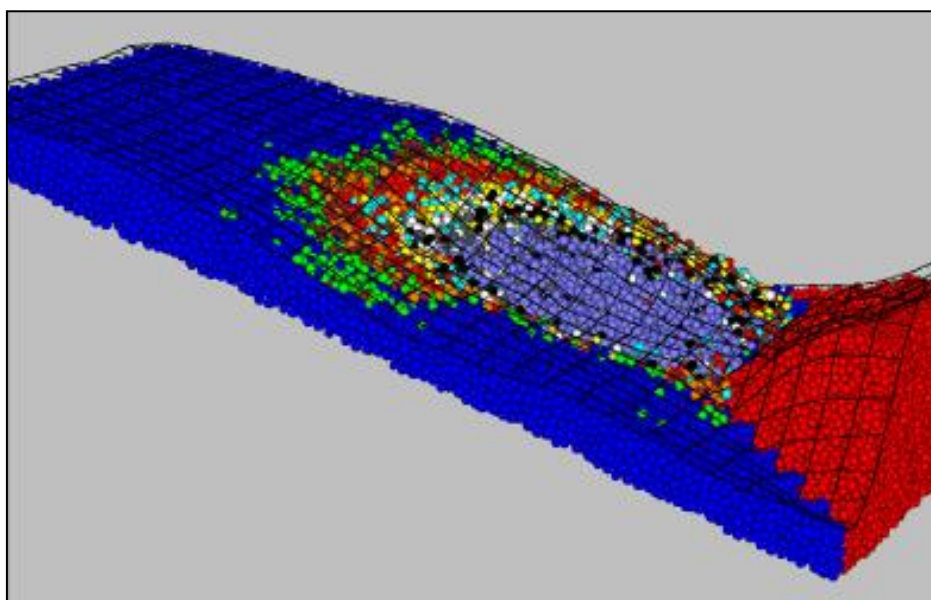


Figura 78 – Modelo só com esferas (Preh, 2004; *apud* Preh e Poisel, 2008).

Diferentemente do modelo anterior, no “Modelo Esfera-Parede” (Figura 79) o terreno é formado por paredes finitas. Nesse tipo de modelo, os blocos rochosos são modelados utilizando-se esferas menores e quanto maior o número dessas esferas, maior será a aproximação com a realidade. O “Modelo Esfera-Parede” oferece a possibilidade de se relacionar os dados de entrada com parâmetros relevantes nesse tipo de problema (coeficientes de restituição, coeficiente de atrito e rigidez, por exemplo), também aplicados em outros programas de queda de blocos (Hoek, 1987; *apud* Preh e Poisel, 2008).

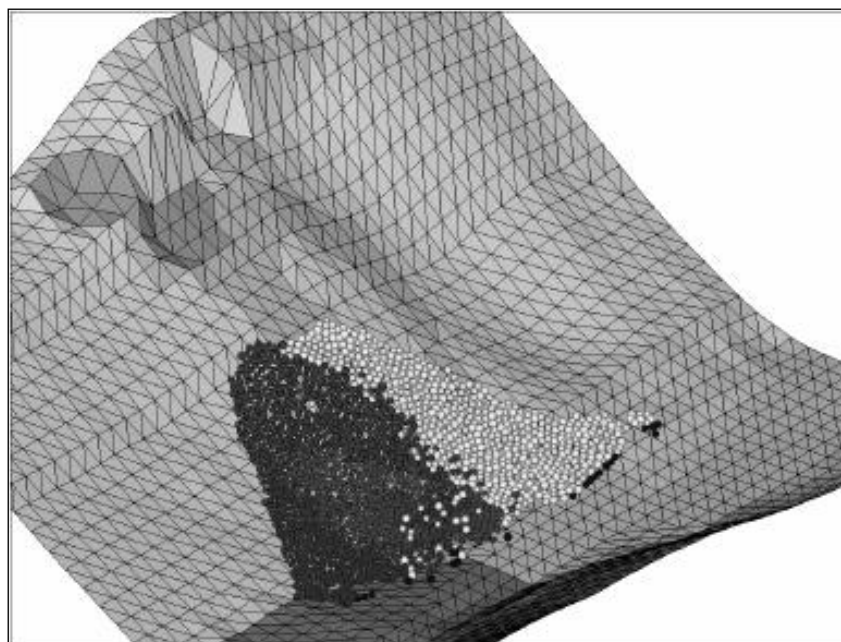


Figura 79 – Modelo esfera-parede (Fruhirth, 2004; *apud* Preh e Poisel, 2008).

7.2. Os cálculos do programa

Os cálculos realizados pelo PFC-3D são baseados em um algoritmo onde se aplicam, durante a simulação, alternadamente a lei do movimento (Segunda Lei de Newton) e a lei da força-deslocamento. Cada vez que isso ocorre, há um *ciclo de cálculo*. Durante a simulação, ocorre a atualização constante das posições das partículas e, no caso dos contatos, pode ocorrer tanto a quebra destes entre as partículas quanto a formação de novos contatos entre as mesmas.

No início de cada ciclo, todos os contatos são atualizados de acordo com as posições das partículas e da parede. Com isso, a lei da força-deslocamento é então aplicada a cada contato para atualizar as forças no contato. Em seguida, a lei do movimento é aplicada a cada partícula para atualizar sua velocidade e posição. Então, há novamente sucessivos ciclos de cálculo realizados pelo programa, cuja representação esquemática se encontra na figura 80. A seguir são detalhadas a lei força-deslocamento e a lei do movimento.

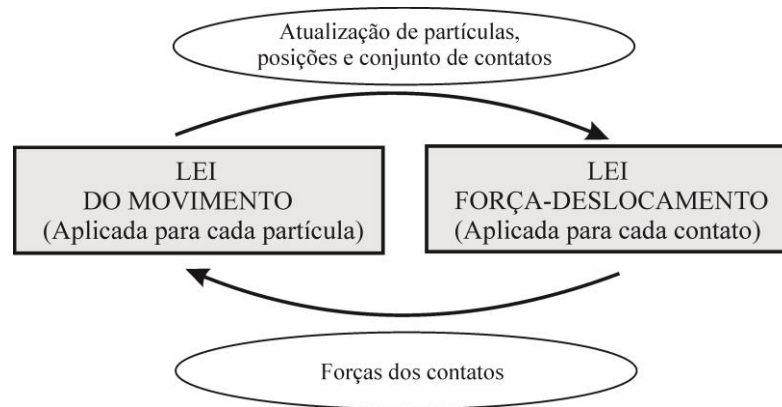


Figura 80 – Ciclo de cálculo do programa PFC-3D (Modificado de Itasca, 1999).

7.2.1. A Lei força-deslocamento

A Lei força-deslocamento age nos contatos esfera-esfera e esfera-parede. No contato esfera-esfera, que é representado por uma ligação paralela entre duas partículas, pode surgir uma força e um momento adicionais.

Nesses contatos, a lei força-deslocamento age num ponto ($X_{i(C)}$). Este ponto é encontrado em um plano do contato (α) entre as duas entidades, que é definido pelo vetor normal \vec{n}_i .

No caso do contato esfera-esfera, o vetor normal (\vec{n}_i) é dado por:

$$\vec{n}_i = \frac{x_i^{[B]} - x_i^{[A]}}{d} \quad (29)$$

onde $x_i^{[A]}$ e $x_i^{[B]}$ são, respectivamente, os centros das esferas A e B e d é a distância entre os centros das esferas, calculada a partir da equação 30.

$$d = |x_i^{[B]} - x_i^{[A]}| = \sqrt{(x_i^{[B]} - x_i^{[A]})(x_i^{[B]} - x_i^{[A]})} \quad (30)$$

O vetor normal unitário \vec{n}_i está localizado na reta que une os centros das esferas (A e B), como mostrado na figura 81. A força nesse contato é formada por uma componente normal que atua no sentido do vetor normal e por uma componente cisalhante que atua no plano do contato (α) entre as esferas.

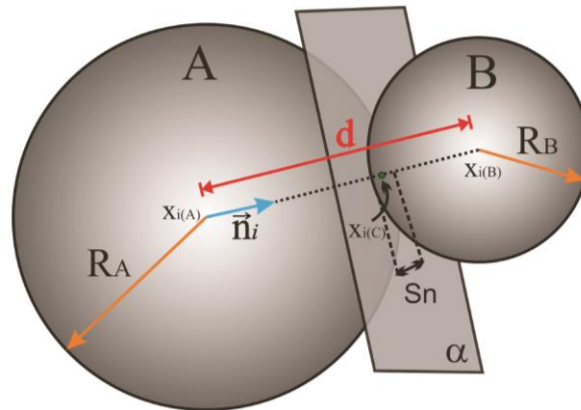


Figura 81 – Componentes do contato esfera-esfera (Modificado de Itasca, 1999).

Já no contato esfera-parede, o vetor normal (\vec{n}_i) está situado sobre a reta que define a menor distância entre o centro da esfera (B) e a parede (W), como mostrado na figura 82.

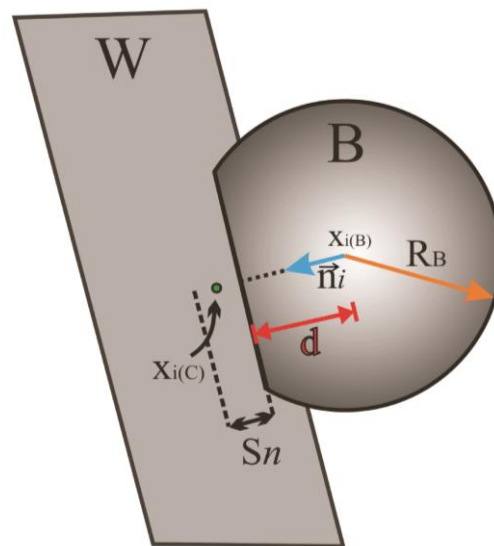


Figura 82 – Componentes do contato esfera-parede (Modificado de Itasca, 1999).

Em ambos os casos, há uma faixa de sobreposição (S_n) entre as entidades. Esta faixa, ditada pelo deslocamento relativo das partículas no sentido normal, é dada por:

$$S_n = \begin{cases} R^{[A]} + R^{[B]} - d & (\text{Esfera} - \text{esfera}) \\ R^{[B]} - d & (\text{Esfera} - \text{parede}) \end{cases} \quad (31)$$

onde $R^{[\Phi]}$ é o raio da esfera Φ .

A posição do ponto de contato ($x_i^{[C]}$) é definida como:

$$x_i^{[C]} = \begin{cases} x_i^{[A]} + \left(R^{[A]} - \frac{1}{2}S_n\right)\vec{n}_i & (\text{Esfera} - \text{esfera}) \\ x_i^{[B]} + \left(R^{[B]} - \frac{1}{2}S_n\right)\vec{n}_i & (\text{Esfera} - \text{parede}) \end{cases} \quad (32)$$

A força gerada no contato (\vec{F}_i) graças à superposição das entidades corresponde ao somatório das suas componentes normal (\vec{F}_i^n) e cisalhante (\vec{F}_i^S):

$$\vec{F}_i = \vec{F}_i^n + \vec{F}_i^S \quad (33)$$

Os contatos entre as partículas são entendidos como molas. De acordo com a Lei de Hooke, uma força \vec{F} exercida por uma mola é proporcional ao produto do deslocamento da mola (d) pela sua rigidez (k), conforme observado na equação 34.

$$\vec{F} = -kd \quad (34)$$

Do mesmo modo, a lei força-deslocamento relaciona a força no contato ao deslocamento relativo através da rigidez normal e cisalhante no contato. No caso da força normal, esta é calculada no contato como:

$$\vec{F}_i^n = k_n S_n \vec{n}_i \quad (35)$$

onde k_n é a rigidez normal no contato.

A força cisalhante do contato é computada de uma forma incremental. Quando o contato é formado a força cisalhante tem valor zero. Cada deslocamento cisalhante, posterior a essa condição inicial, gera um incremento da força cisalhante que é adicionada ao valor anterior.

O movimento do contato deve ser considerado durante este procedimento, que ocorre de acordo com a atualização de \vec{n}_i e de $x_{i(C)}$ em cada ciclo. Além disso, a força cisalhante do

contato (\vec{F}_s) é atualizada a cada movimento do contato. A atualização de \vec{F}_s é feita através do cálculo de duas rotações. Uma rotação ocorre nos planos antigo e novo de contato, de acordo com a equação 36 e a segunda rotação, realizada segundo a equação 37, é aplicada sobre a nova direção normal.

$$\{\overline{F}_i^S\}_{rot.1} = F_j^S[\delta_{ij} - e_{ijk}e_{kmn}(\vec{n}_m^{[antigo]}n_n)] \quad (36)$$

$$\{\overline{F}_i^S\}_{rot.2} = \{\overline{F}_i^S\}_{rot.1}[\delta_{ij} - e_{ijk}(\omega_k)\Delta t] \quad (37)$$

São feitas aqui duas considerações importantes acerca da notação utilizada nessas equações. O símbolo δ_{ij} é denominado delta de Kronecker e o símbolo e_{ijk} é o símbolo de permutação. Estas duas notações matemáticas são definidas respectivamente nas equações 38 e 39.

$$\delta_{ij} = \begin{cases} 0, & \text{se } i \neq j \\ 1, & \text{se } i = j \end{cases} \quad (38)$$

$$e_{ijk} = \begin{cases} +1, & \text{se } (i, j, k) \text{ permuta entre } 1, 2, 3 \\ 0, & \text{se } i = j, j = k \text{ ou } i = k \\ -1, & \text{para outros casos} \end{cases} \quad (39)$$

Ainda com relação às equações 36 e 37, $\vec{n}_m^{[antigo]}$ se refere ao antigo vetor normal no plano de contato e ω_k é a velocidade angular média de duas entidades na nova direção normal. Essa velocidade angular média é expressa por:

$$(\omega_i) = \frac{1}{2}(\omega_j^{[\Phi^1]} + \omega_j^{[\Phi^2]})n_jn_i \quad (40)$$

sendo $\omega_i^{[\Phi^j]}$ a velocidade angular da entidade Φ^j , dada por:

$$\{\Phi^1, \Phi^2\} = \begin{cases} \{A, B\} & (\text{Esfera} - \text{Esfera}) \\ \{B, w\} & (\text{Esfera} - \text{Parede}) \end{cases} \quad (41)$$

A velocidade no contato (V_i), definida como a velocidade da esfera B em relação à esfera A num contato esfera-esfera, ou no caso do contato esfera-parede como a velocidade da parede em relação à esfera no ponto de contato, é expressa por:

$$V_i = (\dot{x}_i^{[C]})_{\Phi^2} - (\dot{x}_i^{[C]})_{\Phi^1} \quad (42)$$

$$V_i = \left[\dot{x}_i^{[\Phi^2]} + e_{ijk} \omega^{[\Phi^2]}_j (x_k^{[C]} - x_k^{[\Phi^2]}) \right] - \left[\dot{x}_i^{[\Phi^1]} + e_{ijk} \omega^{[\Phi^1]}_j (x_k^{[C]} - x_k^{[\Phi^1]}) \right] \quad (43)$$

onde $\dot{x}_i^{[\Phi^j]}$ é a velocidade translacional da partícula Φ^j . Essa velocidade do contato pode ser decomposta em uma componente normal (V_i^n) e uma cisalhante (V_i^s). A componente cisalhante é definida como:

$$V_i^s = V_i - V_i^n = V_i - V_j n_j n_i \quad (44)$$

Para um espaço de tempo (Δt), o incremento do deslocamento para essa componente cisalhante é calculado por:

$$\Delta S_i^s = V_i^s \Delta t \quad (45)$$

que é usado na determinação do incremento da força cisalhante:

$$\Delta \vec{F}_i^s = -k^s \Delta S_i^s \quad (46)$$

sendo k^s a rigidez cisalhante no contato.

A nova força cisalhante do contato (\vec{F}_i^s) é encontrada a partir do somatório da antiga força cisalhante, que existia no começo do ciclo com o incremento da força cisalhante num determinado Δt (Equação 46). Tal relação é expressa pela equação 47.

$$\vec{F}_i^s = \{\vec{F}_i^s\}_{rot.2} + \Delta \vec{F}_i^s \quad (47)$$

Determinados os valores das forças normal e cisalhante, estas são ajustadas de acordo com o modelo constitutivo no contato. Após essa adequação, a força final no contato entre duas partículas é encontrada a partir das seguintes equações:

$$\vec{F}_i^{[\phi^1]} = \vec{F}_i^{[\phi^1]} - \vec{F}_i \quad (48)$$

$$\vec{F}_i^{[\phi^2]} = \vec{F}_i^{[\phi^2]} + \vec{F}_i \quad (49)$$

$$M_i^{[\phi^1]} = M_i^{[\phi^1]} - e_{ijk}(x_j^{[c]} - x_j^{[\phi^1]}) \vec{F}_k \quad (50)$$

$$M_i^{[\phi^2]} = M_i^{[\phi^2]} + e_{ijk}(x_j^{[c]} - x_j^{[\phi^2]}) \vec{F}_k \quad (51)$$

sendo $\vec{F}_i^{[\phi^j]}$ e $M_i^{[\phi^j]}$ respectivamente a força e o momento que atuam na partícula ϕ^j .

7.2.2. A lei do movimento

O programa PFC-3D descreve o movimento de uma partícula em termos de seus movimentos translacional e rotacional. O contato das partículas é modelado como uma composição de molas e amortecedores simulando o efeito de atrito e dissipação de energia pela colisão entre partículas de acordo com as leis de Newton.

O movimento translacional de certa partícula é referido em termos de sua posição (x_i), velocidade (\dot{x}_i) e aceleração (\ddot{x}_i), enquanto que o movimento rotacional da partícula é descrito de acordo com a sua velocidade angular (ω_i) e aceleração angular ($\dot{\omega}_i$).

O movimento translacional é calculado de acordo com a seguinte equação:

$$\vec{F}_i = m(\ddot{x}_i - g_i) \quad (52)$$

onde \vec{F}_i é a força resultante de todas as forças externas que atuam na partícula; m é a massa da partícula e g_i é a aceleração da gravidade.

Já para o movimento rotacional, aplica-se a seguinte relação:

$$M_i = \dot{H}_i \quad (53)$$

onde M_i é o momento resultante que atua na partícula e \dot{H}_i é o momento angular da partícula.

No caso de uma partícula esférica de raio R cuja massa é distribuída uniformemente por todo seu volume, o centro de massa coincide com o centro da esfera. Assim os três momentos de inércia principais são iguais e podem ser descritos de uma forma global através da seguinte equação:

$$M_i = I\dot{\omega}_i = (2/5 mR^2)\dot{\omega}_i \quad (54)$$

As equações 52 e 54 são integradas em um espaço de tempo Δt . Os valores de \dot{x}_i e ω_i são calculados para intervalos médios de tempo, ou seja, de $t \pm n \Delta t/2$. Mas para x_i , \ddot{x}_i , $\dot{\omega}_i$, \vec{F}_i e M_i , os valores são computados em intervalos inteiros de $t \pm n \Delta t$. Assim, as acelerações são calculadas como:

$$\ddot{x}_i^{(t)} = \frac{1}{\Delta t} (\dot{x}_i^{(t+\Delta t/2)} - \dot{x}_i^{(t-\Delta t/2)}) \quad (55)$$

$$\dot{\omega}_i^{(t)} = \frac{1}{\Delta t} (\omega_i^{(t+\Delta t/2)} - \omega_i^{(t-\Delta t/2)}) \quad (56)$$

Substituindo essas expressões nas equações 52 e 54 e determinando as velocidades no tempo $t + \Delta t/2$, tem-se:

$$\dot{x}_i^{(t+\Delta t/2)} = \dot{x}_i^{(t-\Delta t/2)} + \left(\frac{F_i^{(t)}}{m} + g_i\right)\Delta t \quad (57)$$

$$\omega_i^{(t+\Delta t/2)} = \omega_i^{(t-\Delta t/2)} + \left(\frac{M_i^{(t)}}{I}\right)\Delta t \quad (58)$$

Por fim, as velocidades das equações acima são utilizadas na atualização das posições dos centros das partículas, de acordo com a seguinte equação:

$$x_i^{(t+\Delta t)} = x_i^{(t)} + \dot{x}_i^{(t+\Delta t/2)}\Delta t \quad (59)$$

7.3. A modelagem dos contatos

No PFC-3D cada contato envolve duas entidades (esfera-esfera ou esfera-parede) e ocorre em um único ponto através do qual atuam as forças de contato.

No PFC-3D, o comportamento do material é simulado através de um modelo constitutivo que atua em todos os contatos existentes entre as partículas. Esse modelo constitutivo é formado de três partes: o modelo de rigidez, o modelo de deslizamento e o modelo de ligação (Figura 83). Cada um desses modelos cumpre um importante papel na modelagem dos contatos.

Antes da explicação do modelo constitutivo, são apresentados alguns conceitos envolvidos na mecânica do contato. O estudo da mecânica envolvida nos contatos foi imprescindível na determinação de propriedades associadas aos contatos.

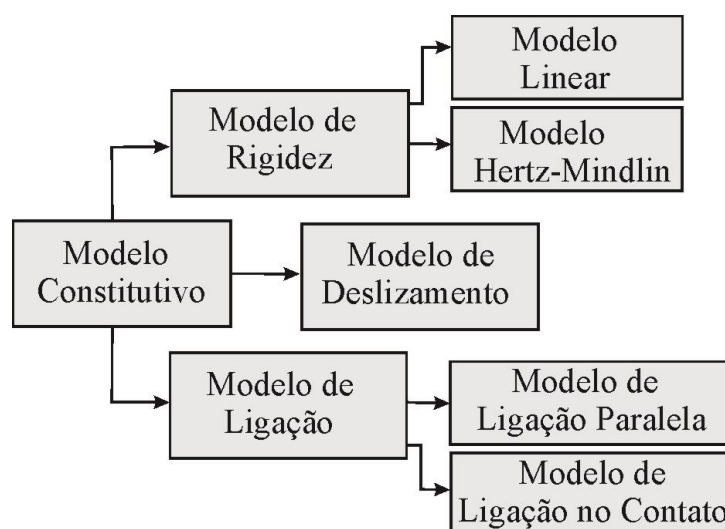


Figura 83 – Partes do modelo constitutivo aplicado nos contatos pelo programa.

7.3.1. Mecânica do contato e rigidez

O estudo do contato entre sólidos distintos tem merecido especial atenção no campo da medicina e da engenharia. O primeiro trabalho acerca do tema foi publicado pelo cientista alemão Heinrich Hertz no ano de 1882 (Pulecio, 2010). A partir daí diversos trabalhos e teorias têm sido propostos para melhorar o conhecimento dos processos físicos que ocorrem no contato entre dois corpos. A Mecânica do Contato é a ciência responsável por dar as respostas ao que acontece no contato entre dois ou mais corpos.

O cenário mais bem conhecido no campo da Mecânica dos Contatos é o contato entre uma esfera rígida e uma superfície plana estabelecida por Hertz. Para facilitar o estudo, Hertz partiu das seguintes premissas:

- i) As dimensões de cada corpo são bem maiores se comparadas ao raio da área de contato;
- ii) O raio de curvatura dos corpos em contato são maiores do que o raio da área de contato;
- iii) Não há atrito no contato entre os corpos. Assim, apenas força normal é transmitida entre os corpos;
- iv) As deformações que ocorrem durante o processo são pequenas;
- v) As superfícies são contínuas, lisas e não conformes. Quando dois corpos não conformes se tocam significa dizer que o contato inicial é um ponto ou uma linha, mas não uma superfície.

No caso do contato entre uma esfera e uma superfície, inicialmente há a formação de um ponto de contato, conforme mostrado na figura 84.

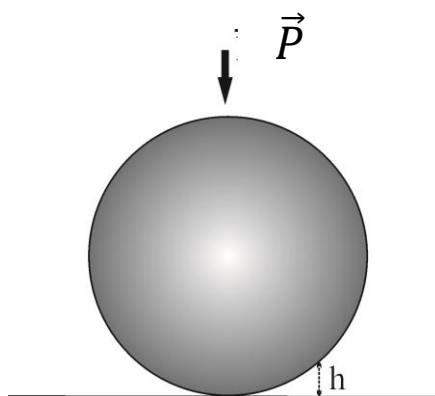


Figura 84 – Contato inicial da esfera com a superfície.

De acordo com Fisher-Cripps (2007), nesse momento a distância existente entre um ponto da periferia da esfera e a superfície (h) é encontrada pela equação 60.

$$h = \frac{r^2}{2R^*} \quad (60)$$

Onde r é a distância radial e R^* é o raio equivalente, calculado pela equação 61.

$$\frac{1}{R^*} = \frac{1}{R_i} + \frac{1}{R_{ii}} \quad (61)$$

Onde: R_i é o raio do primeiro corpo no contato; e

R_{ii} é o raio do segundo corpo no contato.

Se uma força \vec{P} for continuamente aplicada sobre a esfera, haverá deformação de um ou dos dois sólidos, num processo conhecido como *indentação*. O corpo no qual se está aplicando a força \vec{P} (no caso a esfera) é chamado de *indentador*, enquanto o outro é denominado *espécime indentado*, que no caso é a superfície indentada pela esfera (Fisher-Cripps, 2007).

Segundo Johnson (1985), a força de indentação (\vec{P}) é encontrada segundo a equação 62.

$$\vec{P} = \frac{2}{3} \overline{p_m} \pi a^2 \quad (62)$$

Onde a é o raio da área de contato e $\overline{p_m}$ é a pressão máxima exercida no contato.

Segundo a Teoria de Hertz, conforme a força de indentação (\vec{P}) é aplicada de forma continua sobre o indentador, o raio da área de contato (a) aumenta. Além da força de indentação, o raio da área de contato depende das propriedades geométricas e mecânicas dos dois corpos, sendo dada por:

$$a = \left(\frac{3 \vec{P} R^*}{4 E^*} \right)^{1/3} \quad (63)$$

Onde E^* é o Módulo de Young combinado ou modificado, definido como:

$$\frac{1}{E^*} = \frac{(1 - \nu_i^2)}{E_i} + \frac{(1 - \nu_{ii}^2)}{E_{ii}} \quad (64)$$

Onde: ν_i é o coeficiente de Poisson do indentador;

ν_{ii} é o coeficiente de Poisson da superfície indentada;
 E_i é o módulo de Young do indentedor; e
 E_{ii} é o módulo de Young da superfície indentada.

No caso da aplicação da mecânica do contato aos processos de queda de blocos, a eventual indentação de um bloco rochoso contra a superfície do talude pode ser analogamente tratada como sendo uma esfera rígida indentando uma superfície plana. Essa situação é denominada *indentação perfeitamente rígida* (Figura 85), sendo o deslocamento (δ) da superfície indentada calculado através da equação 65.

$$\delta = u_z + h \quad (65)$$

Onde: h é a distância existente entre um ponto da periferia da esfera e a superfície; e

u_z é o deslocamento normal ao espécime indentado, dado por:

$$u_z = \frac{1 - \nu_{ii}^2}{E_{ii}} \frac{\pi p_m}{4a} (2a^2 - r^2) \quad (66)$$

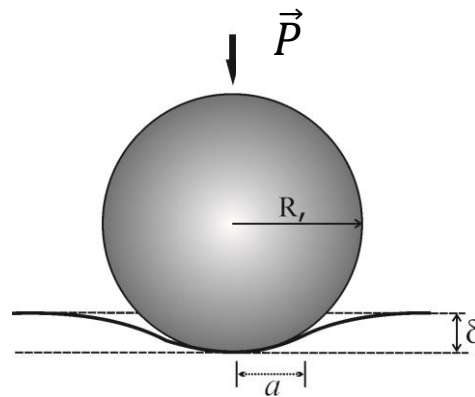


Figura 85 – Indentação perfeitamente rígida.

Segundo Johnson (1985), a partir de todas essas definições o deslocamento produzido pela indentação pode ser obtido por:

$$\delta = \frac{a^2}{R^*} = \left(\frac{9\vec{P}^2}{16} \right)^{1/3} \quad (67)$$

e a força de indentação pela equação 68.

$$\vec{P} = \frac{4\sqrt{R} E^* \delta^{3/2}}{3} \quad (68)$$

A rigidez pode ser definida segundo a variação de deslocamento ($d\delta$) produzida devido à aplicação de força ($d\vec{P}$), conforme mostrado na equação 69.

$$k = \frac{d\vec{P}}{d\delta} \quad (69)$$

Conforme Pulecio (2010) a rigidez normal no contato entre dois corpos (k_n) pode ser encontrada por:

$$k_n = \frac{d\vec{P}}{d\delta} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} E^* \sqrt{\pi a^2} \quad (70)$$

Conforme Di Maio e Di Renzo (2004) a relação entre a rigidez cisalhante (kt) e a rigidez normal (kn) é dada pela razão de rigidez (κ), definida segundo a equação 71.

$$\kappa = \frac{kt}{kn} \quad (71)$$

Os mesmos pesquisadores afirmam que na maioria das simulações numéricas são empregados $\kappa=1$ e $\kappa=2/7$. Na verdade o valor desse parâmetro depende das propriedades mecânicas dos corpos envolvidos na indentação, podendo ser calculado segundo a equação 72.

$$\kappa = \frac{\frac{1 - \nu_i}{G_i} + \frac{1 - \nu_{ii}}{G_{ii}}}{\frac{1 - (0,5 \nu_i)}{G_i} + \frac{1 - (0,5 \nu_{ii})}{G_{ii}}} \quad (72)$$

Onde: ν , é o coeficiente de Poisson do indentador;

ν , é o coeficiente de Poisson da superfície indentada;
 G , é o módulo de cisalhamento do indentador; e
 G_s , é o módulo de cisalhamento da superfície indentada.

Dessa forma a Teoria de Hertz aplicável para o contato entre dois sólidos, no caso da indentação de uma esfera contra uma superfície plana, foi a base para a determinação das rigidezes das paredes e esferas constituintes do modelo, que serão apresentadas no capítulo de resultados. Para isso, foram atribuídos os valores de 1 mm e 2 cm para os deslocamentos produzidos pela indentação (δ) dos blocos em superfícies constituídas por solo residual e gnaisse respectivamente.

7.3.1 Os modelos de rigidez

No PFC-3D, os modelos de rigidez relacionam as forças no contato entre duas entidades com os deslocamentos relativos na direção normal (\overline{F}_i^n) e cisalhante ($\Delta\overline{F}_i^s$) conforme expostos respectivamente nas equações 73 e 74. Dessa forma o programa separa a rigidez em duas componentes: a normal (k_n) e a cisalhante (k_s).

$$\overline{F}_i^n = k_n S_n \vec{n}_i \quad (73)$$

$$\Delta\overline{F}_i^s = -k_s \Delta S_i^s \quad (74)$$

O programa apresenta dois modelos de rigidez: o modelo linear e o modelo de Hertz-Mindlin, que são descritos a seguir.

O *modelo linear* é definido pelas rigidezes normal (k_n) e cisalhante (k_s) de duas entidades em contato, sejam elas esfera-esfera ou esfera-parede.

Já no *modelo de Hertz-Midlin* a rigidez no contato é um não linear e definida pelos parâmetros G (Módulo de cisalhamento) e ν (Coeficiente de Poisson), sendo incompatível o seu uso onde há ligação entre duas ou mais partículas. Nesse caso, a rigidez normal é dada por:

$$K^n = \left(\frac{2\langle G \rangle \sqrt{2\overline{R}}}{3(1 - \langle \nu \rangle)} \right) \sqrt{S^n} \quad (75)$$

A rigidez cisalhante é determinada pela seguinte expressão:

$$K^s = \left\{ \frac{2(\langle G \rangle)^2 3(1 - \langle \nu \rangle) \bar{R}^{1/3}}{3(1 - \langle \nu \rangle)} \right\} |\vec{F}_i^n|^{1/3} \quad (76)$$

Onde S^n é a faixa de sobreposição das partículas e $|\vec{F}_i^n|$ é a magnitude da força normal no contato.

As variáveis apresentadas nas equações acima são definidas em função das entidades que estão em contato. No caso de um contato esfera-esfera estas variáveis são dadas por:

$$\bar{R} = \frac{2R^{[A]}R^{[B]}}{R^{[A]}+R^{[B]}} \quad (77)$$

$$\langle G \rangle = \frac{1}{2} (G^{[A]}+G^{[B]}) \quad (78)$$

$$\langle \nu \rangle = \frac{1}{2} (\nu^{[A]}+\nu^{[B]}) \quad (79)$$

Já para um contato entre uma esfera e uma parede, elas são definidas da seguinte maneira:

$$\bar{R} = R^{[Esfera]} \quad (80)$$

$$\langle G \rangle = G^{[Esfera]} \quad (81)$$

$$\langle \nu \rangle = \nu^{[Esfera]} \quad (82)$$

onde R é o raio das esfera e os índices $[A]$ e $[B]$ se referem a duas entidades em contato.

Nesse modelo, para uma interação esfera-parede apenas as rigidezes da esfera são consideradas e a parede é assumida como sendo uma superfície rígida.

7.3.2. O modelo de deslizamento

O modelo de deslizamento permite a ocorrência de deslizamento entre as partículas. Ele não se encontra ativo no modelo apenas quando há ligação de contato entre as partículas. Nesse caso, o modelo de contato substitui o modelo de deslizamento.

O modelo de deslizamento é influenciado especialmente pelo coeficiente de atrito (μ), sendo este parâmetro definido como o menor valor de atrito entre duas partículas em contato. O deslizamento no contato dependerá da máxima força de cisalhamento permitida (\vec{F}_{max}^s), calculada através da Equação 83.

$$\vec{F}_{max}^s = \mu |\vec{F}_i^n| \quad (83)$$

Quando $|\vec{F}_i^s| > \vec{F}_{max}^s$, o deslizamento ocorre no próximo ciclo de cálculo, sendo \vec{F}_i^s definido como:

$$\vec{F}_i^s = \vec{F}_i^s \frac{\vec{F}_{max}^s}{|\vec{F}_i^s|} \quad (84)$$

7.3.3. O modelo de ligação

Este modelo permite que as partículas possam ser unidas umas às outras através de seus contatos, como se estivessem coladas. Cabe ressaltar que somente as esferas podem ser “coladas” umas as outras. Uma esfera jamais poderá ser unida a uma parede.

Podem ocorrer dois tipos de ligação: a ligação de contato e a ligação paralela. Enquanto a ligação de contato só transmite força através de um ponto localizado no contato entre as esferas, a ligação paralela pode transmitir força e momento, que agem sobre uma seção circular situada entre as esferas. Os dois tipos de ligação podem ocorrer ao mesmo tempo. Uma vez formada a ligação entre duas esferas, o contato irá existir até que a ligação seja eventualmente quebrada durante a simulação.

7.3.3.1. A ligação de contato

Essa ligação pode ser idealizada como duas molas que agem na direção normal e cisalhante no ponto de contato entre as esferas.

Se a magnitude de uma tensão normal de tração for igual ou superior à resistência da ligação do contato, ocorre a quebra da ligação nas direções normal e cisalhante, tornando as forças de ligação iguais a zero. Da mesma forma, se a magnitude da tensão cisalhante no contato for igual ou maior que a resistência da ligação cisalhante do contato, também haverá a

quebra de ligação. Entretanto, nesse caso, as forças não são alteradas como no caso anterior, desde que a força de cisalhamento não exceda o valor obtido do modelo de deslizamento.

O comportamento da componente normal da força no contato é mostrado na figura 86. Nesta figura, \vec{F}^n representa a força normal no contato. Como já mencionado, num dado momento estará ativo a ligação de contato ou o modelo deslizamento. Quando $S^n > 0$ há a sobreposição de partículas e não há a ruptura da ligação. Mas se a magnitude da força de contato normal de tração for igual ou superior à resistência normal do contato (\vec{F}_c^n), há a quebra de ligação normal.

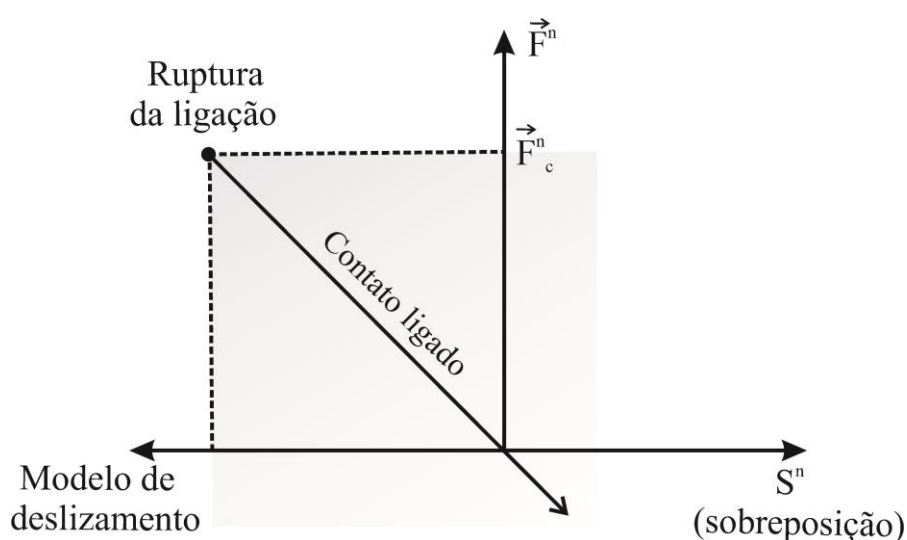


Figura 86 – Componente normal da força de contato (Modificado de Itasca, 1999).

Já o comportamento cisalhante da força é mostrado na figura 87. Nela estão representadas a força cisalhante no contato (\vec{F}^s) e a magnitude do deslocamento na direção cisalhante (S^s) medido em relação à localização do ponto de contato, quando a ligação de contato foi formada.

Se a magnitude da força cisalhante do contato for igual ou superior à resistência ao cisalhamento de contato, há a quebra da ligação cisalhante, embora as forças de contato não são alteradas desde que a força de cisalhamento não exceda o coeficiente de atrito presente no modelo de deslizamento.

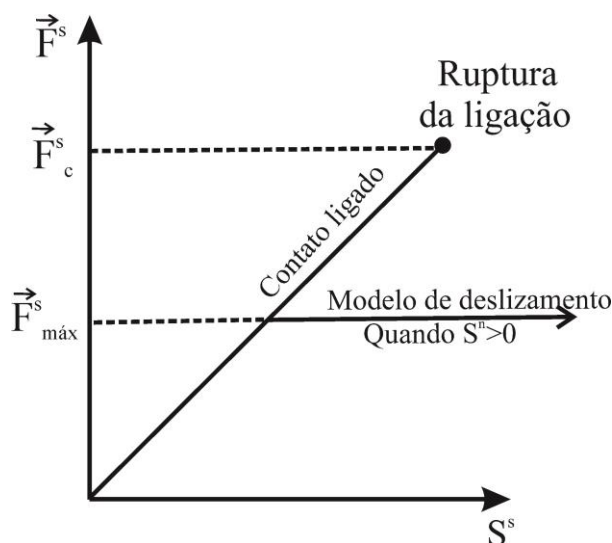


Figura 87 – Componente cisalhante da força de contato (Modificado de Itasca, 1999).

7.3.3.2. A ligação paralela

A ligação paralela descreve o comportamento de um elemento discreto que simula uma cimentação entre duas esferas e que permite uma interação elástica entre essas partículas. Esse tipo de ligação pode atuar em conjunto com a ligação de contato e o modelo de deslizamento. As ligações paralelas podem transmitir forças e momentos nas esferas, ao contrário da ligação de contato que só transmite força.

A ligação paralela pode ser visualizada como um conjunto de molas distribuídas uniformemente ao longo de um disco circular com centro no ponto de contato entre esferas, cujo raio é definido pelo plano de contato entre as mesmas (Figura 88). Esse disco é chamado aqui de *disco de união*. As forças e os momentos entre duas esferas ligadas estão relacionadas com as tensões normal e cisalhante máximas que atuam no disco de união. Se o valor de força normal ou cisalhante máxima igualar ou exceder a força de ligação entre as duas esferas, ocorre a quebra da ligação paralela.

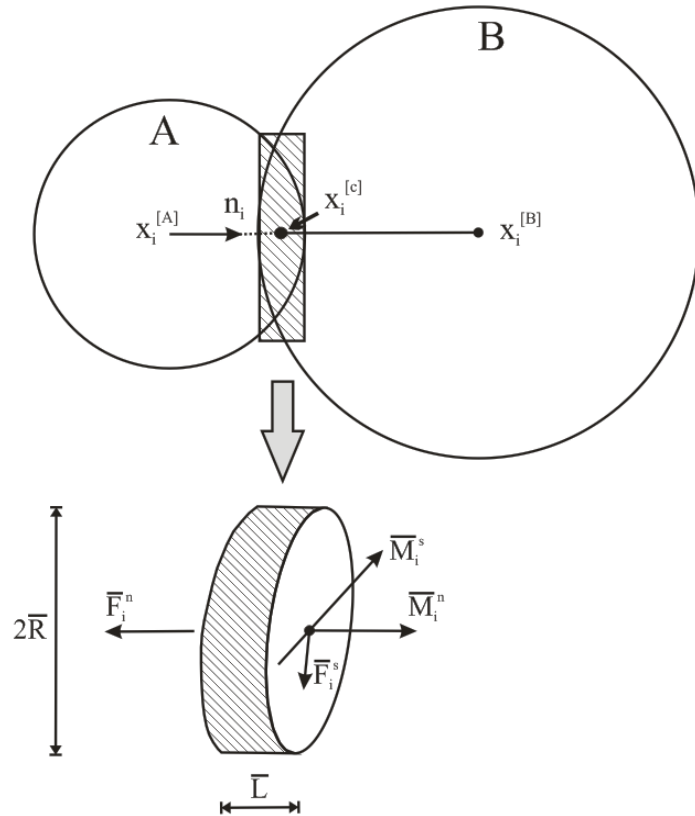


Figura 88 – Ligação paralela (Modificado de Itasca, 1999).

O traço acima dos parâmetros significa que esses se referem a uma ligação paralela. A ligação paralela é definida por cinco parâmetros: as rigidezes normal (\bar{k}_n) e cisalhante (\bar{k}_s), as tensões normal ($\bar{\sigma}$) e cisalhante ($\bar{\tau}$) e o raio do disco de união (\bar{R}).

A força (\bar{F}_i) e o momento (\bar{M}_i) das ligações paralelas podem ser definidos em função de suas componentes normal e cisalhante (Equações 85 e 86).

$$\bar{\bar{F}}_i = \bar{F}_i^n + \bar{F}_i^s \quad (85)$$

$$\bar{\bar{M}}_i = \bar{M}_i^n + \bar{M}_i^s \quad (86)$$

onde \bar{F}_i^n , \bar{F}_i^s , \bar{M}_i^n e \bar{M}_i^s são respectivamente as componentes normal e cisalhante da força e do momento.

No momento em que as ligações paralelas se formam, \bar{F}_i e \bar{M}_i são nulos. Mas com a ocorrência de deslocamentos e rotações nos ciclos subsequentes, há um incremento de força e momento que são somados aos valores anteriores. Os incrementos de força calculados para um determinado espaço de tempo (Δt) são definidos por:

$$\Delta \bar{F}_i^n = (-\bar{k}^n A \Delta S_i^n) n_i \quad (87)$$

$$\Delta \bar{F}_i^s = -\bar{k}^s A \Delta S_i^s \quad (88)$$

onde $\Delta S_i = V_i \Delta t$ e A é a área da superfície do disco de união.

Já os incrementos dos momentos são definidos como:

$$\Delta \bar{M}_i^n = (-\bar{k}^s J \Delta \theta_i^n) n_i \quad (89)$$

$$\Delta \bar{M}_i^s = -\bar{k}^n I \Delta \theta_i^s \quad (90)$$

sendo $\Delta \theta_i = (\omega_i^{[B]} - \omega_i^{[A]}) \Delta t$, J o momento polar de inércia da seção do disco de união e I o momento de inércia da seção do disco de união com eixo no ponto de contato e na direção de $\Delta \theta_i^s$. Estes parâmetros são determinados de acordo com as seguintes equações:

$$A = \pi \bar{R}^2 \quad (91)$$

$$J = \frac{1}{2} \pi \bar{R}^4 \quad (92)$$

$$I = \frac{1}{4} \pi \bar{R}^4 \quad (93)$$

As novas forças e momentos associados às ligações paralelas são encontrados mediante o somatório dos valores desses parâmetros antes do cálculo e os seus respectivos incrementos. As equações 94, 95, 96 e 97 mostram como essas novas forças e momentos são calculados.

$$\bar{F}_i^n = \bar{F}^n n_i + \Delta \bar{F}_i^n \quad (94)$$

$$\bar{F}_i^s = \{F_i^s\}_{\text{rot.2}} + \Delta \bar{F}_i^s \quad (95)$$

$$\bar{M}_i^n = \bar{M}^n n_i + \Delta \bar{M}_i^n \quad (96)$$

$$\bar{M}_i^s = \{M_i^s\}_{\text{rot.2}} + \Delta \bar{M}_i^s \quad (97)$$

onde $\{ \}_{\text{rot.2}}$ é a atualização dada pelas equações 36 e 37.

Os valores máximos das tensões normal e cisalhante que atuam no contato são calculados da seguinte maneira:

$$\sigma_{m\acute{a}x} = \frac{-\bar{F}_i^n}{A} + \frac{|\bar{M}_i^s|}{I} \bar{R} \quad (98)$$

$$\tau_{m\acute{a}x} = \frac{-\bar{F}_i^s}{A} + \frac{|\bar{M}_i^n|}{J} \bar{R} \quad (99)$$

Quando $\sigma_{m\acute{a}x} \geq \bar{\sigma}_c$ ou $\tau_{m\acute{a}x} \geq \bar{\tau}_c$, a ligação paralela se rompe, sendo $\bar{\sigma}_c$ e $\bar{\tau}_c$ respectivamente os valores de resistência normal e cisalhante do contato paralelo.

7.4. Amortecimento nos contatos

Segundo An e Tannant (2007), quando o amortecimento é usado para representar a energia perdida em simulações envolvendo DEM, normalmente não há uma base física confiável para a seleção do valor dessa variável e a sua escolha depende da experiência do usuário e do conhecimento da trajetória do bloco.

Geralmente os programas que têm como base o DEM usam a analogia de ‘molas elásticas’ para representar o que acontece nos contatos. Assim, de forma análoga ao que acontece num sistema massa-mola, o bloco rochoso irá interromper sua movimentac o em algum momento com a dissipacão de sua energia durante o percurso.

Há dois tipos de amortecimento disponíveis do programa PFC-3D: os amortecimentos local e viscoso.

O amortecimento local   atribuído às esferas enquanto o viscoso é aquele atribuído aos contatos. O amortecimento local é usado em simulações de processos quase est ticos para manter a estabilidade numérica, não sendo adequado no caso de blocos de rocha em v o livre sob a ação da força gravitacional ou nos impacto dos mesmos (An e Tannant, 2007).

Ainda sobre o assunto, Shiu e Donz  (2005, *apud* Huaman, 2008) afirmam que o amortecimento local é uma forma especial de amortecimento utilizada em casos especiais para atenuar a força aplicada em cada partícula e amortece somente a aceleração das partículas, não sendo apropriada a sua utilização em casos onde estas estejam sob a ação da força gravitacional.

O amortecimento viscoso é formado por amortecedores normal e cisalhante que atuam no contato entre duas entidades, sejam elas esfera-esfera ou esfera-parede. Estes amortecedores atuam em paralelo com o modelo constitutivo de contato existente, como no modelo de rigidez linear (Figura 89).

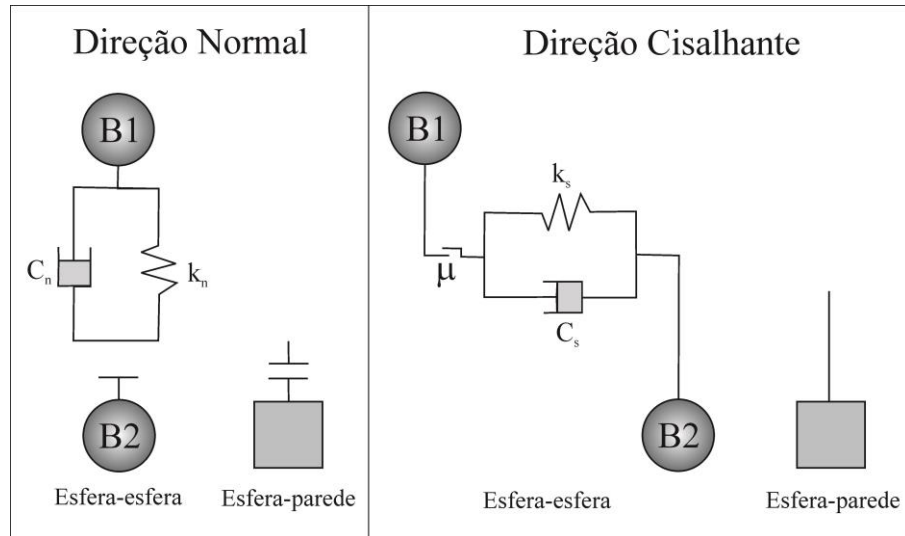


Figura 89 – Representação do amortecimento nos contatos esfera-esfera e esfera-parede em conjunto com o modelo de rigidez linear (Modificado de Itasca, 1999).

Quando uma força de amortecimento, denominada \vec{D}_i , (onde $i = n$: normal, s : cisalhante), é adicionada à força de contato os componentes normal e cisalhante são dados por:

$$\vec{D}_i = C_i |V_i| \quad (100)$$

onde C_i ($i = n$: normal, s : cisalhante) é a constante de amortecimento e V_i ($i = n$: normal, s : cisalhante) é a velocidade relativa no contato. Por sua vez, a constante de amortecimento é encontrada a partir do amortecimento crítico β_i ($i = n$: normal, s : cisalhante) como mostrado na equação 101.

$$C_i = \beta_i C_i^{crit} \quad (101)$$

onde C_i^{crit} é a constante de amortecimento crítica, que é dada por:

$$C_i^{crit} = 2m\omega_i = 2\sqrt{mk_i} \quad (102)$$

onde ω_i ($i = n$: normal, s : cisalhante) é a frequência natural de um sistema não-amortecido, k_i ($i = n$: normal, s : cisalhante) é a rigidez no contato, e m a massa da partícula. No caso do contato esfera-parede, m é tomado como a massa da esfera.

O amortecimento é caracterizado pela razão de amortecimento crítico β . Quando $\beta = 0$ (Figura 90-A), toda energia após o choque de um corpo com a superfície é preservada de tal forma que, após o choque, a esfera retorna para a mesma altura que possuía antes do impacto. Quando $0 < \beta < 1$, o sistema está *sub-amortecido*. Este é o caso do problema apresentado, já que o bloco irá retornar com alturas cada vez menores em relação às anteriores, até ficar estacionário. Para uma superfície onde $\beta=1$ (Figura 90-B), diz-se que o sistema possui um *amortecimento crítico*. Nesse caso a altura do bloco será nula no primeiro impacto desta contra a superfície do terreno.

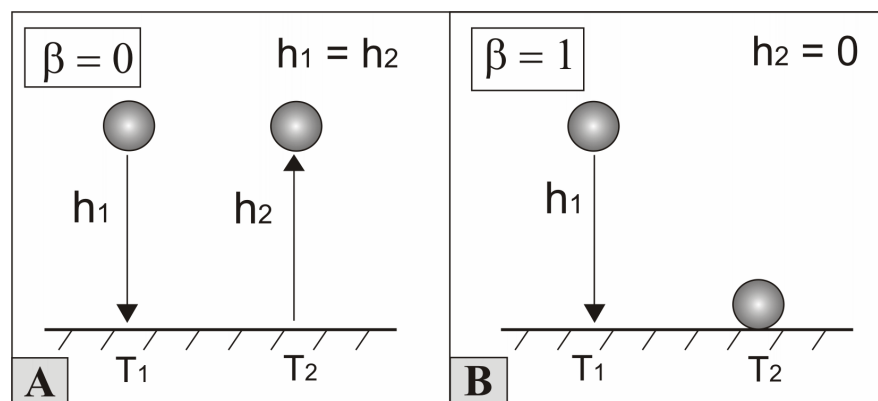


Figura 90 – Comportamento de uma esfera após o choque com uma superfície com diferentes valores de amortecimento: (A) $\beta = 0$ e (B) $\beta = 1$.

Há uma intrínseca relação entre o coeficiente de restituição (e) e a constante de amortecimento (β). No caso de sistemas sub-amortecidos, de acordo com Hu *et al.* (2011), essa relação é expressa segundo a equação 103.

$$\beta = -\ln(e) \sqrt{\frac{1}{\ln^2(e) + \pi^2}} \quad (103)$$

8. MATERIAIS E MÉTODOS

A metodologia de trabalho compreende seis etapas, listadas na figura 91. Tais etapas são descritas neste capítulo.

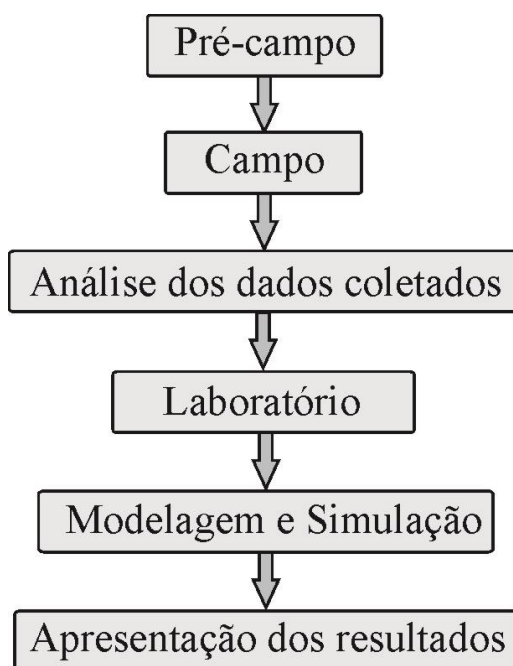


Figura 91 – Etapas de trabalho.

8.1. Etapa pré-campo

Essa etapa consistiu na ação de medidas preparatórias para a realização da etapa de campo e na coleta de dados necessários para a modelagem. Para isso procedeu-se a uma pesquisa bibliográfica sobre o tema abordado e sobre a área estudada. Foram coletadas informações em teses, periódicos, livros, dentre outras publicações que pudessem subsidiar o trabalho.

Posteriormente foi preparado o material necessário para o mapeamento geotécnico e levantamento topográfico do local: fotografia aérea na escala de 1: 8000 do ano de 1999, feita pela CERJ/ MONTREAL (Anexo B), imagem de satélite do Google Earth do ano de 2010 (Anexo C) e equipamento para o levantamento através da técnica DGPS.

A obtenção da imagem aérea data do ano de 2010 e tem por finalidade a atualização e adição das construções mais recentes, isto é, referentes ao período entre os anos de 1999 e 2010.

Duas fitas métricas, cinco receptores GPS Promark 2, cinco antenas externas GPS, cinco tripés, uma barra de inicialização, hastes metálicas e cabos foram os equipamentos selecionados que subsidiaram o levantamento DGPS. Além disso, encontravam-se disponíveis CDs referentes à instalação do programa responsável pela transferência dos dados dos receptores ao computador (*Astech Solution*). Esse material pertence ao Departamento de Geologia da Universidade Federal do Rio de Janeiro.

Para o planejamento dos trabalhos de campo foram observados os valores de PDOP e o número de satélites referente às datas agendadas para as atividades de campo. Esses valores foram obtidos através do almanaque presente no CD que faz parte do equipamento (Figura 92). Nesse almanaque foram identificados os melhores horários e dias para o levantamento DGPS a serem realizados. Quanto maior o número de satélites e menor o PDOP, melhor é a condição de campo para o levantamento DGPS.

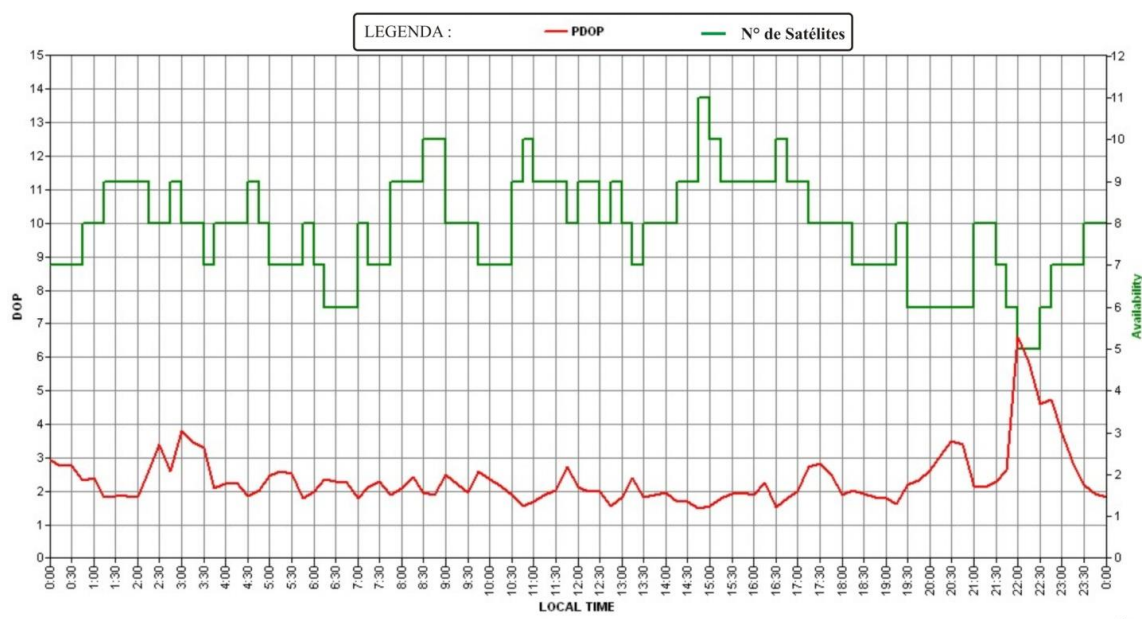


Figura 92 – Almanaque do dia 19/05/2009.

Ainda com relação ao levantamento topográfico do terreno, foi necessária a identificação da estação geodésica do IBGE mais próxima da área de interesse. Essa estação possui coordenadas precisas e é indispensável na próxima etapa do trabalho. A partir das

coordenadas dessa estação foram retificados os dados coletados em campo. O relatório dessa estação geodésica está disponível no anexo D.

Nessa etapa também foram confeccionadas três caixas de madeira, de dimensões 25 cm x 25 cm x 25 cm, onde foram coletadas amostras indeformadas de solo da região. Com o mesmo propósito, também foram comprados tecido, parafina, fogareiro elétrico, panela, concha metálica, pincel, serragem, papel alumínio e filme plástico.

8.2. Etapa de campo

A primeira ida ao campo teve como objetivo inicial a localização da estação geodésica do IBGE. Esta foi identificada graças a um marco de concreto em formato piramidal no canteiro central do trevo Bonsucesso, como indica o relatório da estação. Localizada a cerca de 4 km da área de estudo, este ponto foi denominado *estação base regional* ou *1870*. Nesse ponto (Figura 93) montou-se a *estação base regional*, com a utilização de dois bipés, quatro hastes metálicas, uma antena e um receptor GPS.



Figura 93 – Estação Base Regional.

Após essa etapa o trabalho se deu na área de estudo, pertencente ao Bairro da Glória. Foi colocada outra estação de referência sobre um ponto de fácil localização próximo a encosta (Figura 94), denominada de *estação base local* ou *GLOR*. Essa estação tem por finalidades servir como referência aos equipamentos que realizam as técnicas de levantamento

cinemático, semi-cinemático e estático e servir como estação regional nas idas ao campo que foram realizadas posteriormente. Para isso, este ponto foi localizado com coordenadas precisas a partir da comparação dos dados obtidos pelas estações regional e local, onde os erros foram identificados e os dados de latitude, longitude e altitude corrigidos.

Em todas as idas ao campo foram medidos os valores de PDOP e o número de satélites a cada 15 minutos. Todos os dados de PDOP referentes aos dias de campo ficaram abaixo do limite permitido, ou seja, abaixo de 5,0. Logo, os dados foram considerados confiáveis e válidos para a análise feita na etapa de processamento dos dados.



Figura 94 – Estação Base Local (GLOR).

Posteriormente à colocação da estação local, foi iniciada a etapa de levantamento topográfico do terreno. Para isso, o equipamento foi separado e montado de acordo com o método de levantamento utilizado. Alguns foram separados para utilização no método cinemático, outros para uso no método semi-cinemático (*stop-and-go*) e finalmente uma parte foi empregada para a obtenção de dados no método estático.

Nas áreas de difícil acesso, os dados foram obtidos pelo método semi-cinemático ao passo que as áreas onde o caminhar era possível, ou seja, nas regiões menos elevadas da área, foi empregado o método cinemático. O método estático foi utilizado nos pontos de interesse para o posterior georreferenciamento da fotografia aérea na etapa seguinte.

Sempre que algum dos três métodos foi empregado em campo, foi necessária a montagem do receptor fixo na estação base local e de pelo menos outro receptor, cuja

finalidade foi percorrer a área de estudo coletando os dados topográficos do terreno. No campo foram utilizados mais de um receptor móvel para os métodos descritos anteriormente de modo a acelerar o processo de coleta de dados.

O mapeamento geológico-geotécnico da área foi realizado na escala de detalhe de 1:1.000, seguindo recomendações da IAEG (1976), onde foram identificadas e diferenciadas as unidades geotécnicas que cobrem o terreno. A distribuição das diferentes unidades na superfície do terreno delimita áreas com diferentes propriedades físicas (amortecimento, rigidez, entre outros) que são úteis para a análise do problema e para a simulação do processo de queda de blocos.

Ainda foram retiradas três amostras indeformadas de solo do ponto 1 da figura 95. Também foram coletados cerca de 8 kg de solo amolgado dos pontos 1 e 2. Esse material tinha como finalidade a obtenção de curvas granulométricas, a determinação dos Limites de Plasticidade e Liquidez para a posterior classificação dos solos segundo o Sistema Unificado de Classificação de Solos (SUCS) e a determinação da mineralogia por difração de raios-X.

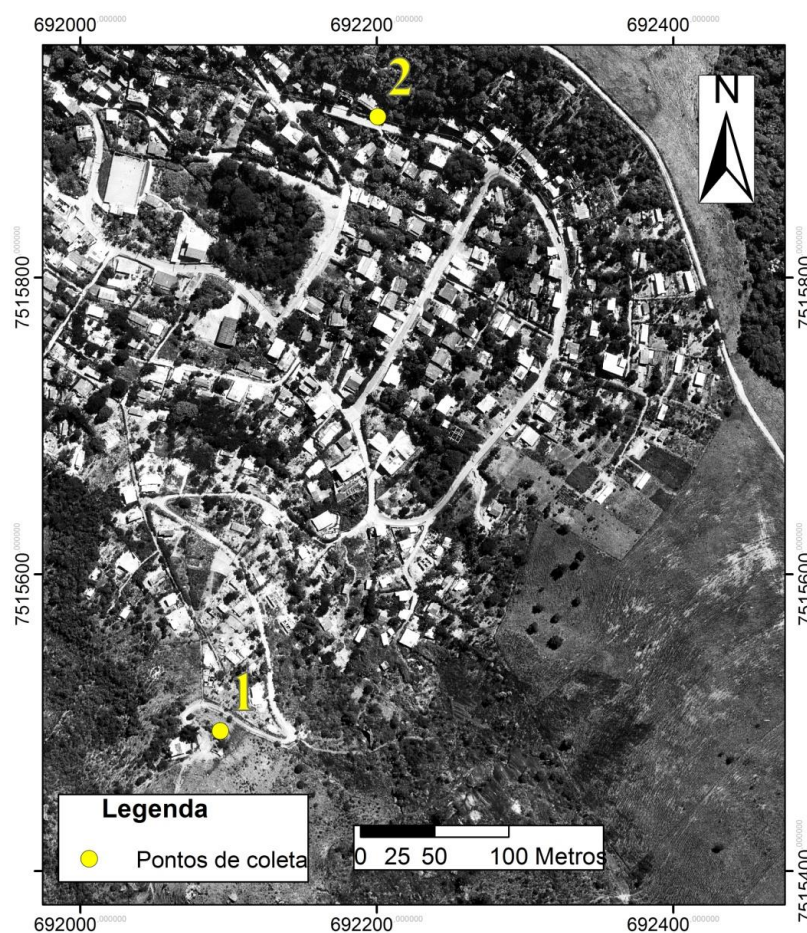


Figura 95 – Pontos de coleta de solo.

Para a retirada da amostra inicialmente foram removidos a vegetação e o horizonte A do solo e abertos sulcos nas laterais do bloco para a sua posterior remoção, como mostrado na figura 96. Então, os blocos cúbicos de dimensões aproximadas de 25cm x 25cm x 25cm pertencentes ao horizonte B foram esculpidos no campo, deixando apenas a conexão da base com a camada de solo. Durante todo esse processo foram utilizadas pás, enxadas, enxadões, martelos e facas.



Figura 96 – Abertura de sulcos nas laterais do bloco indeformado de solo.

Posteriormente, para evitar a perda de umidade dos blocos de solo e transportá-los sem que a estrutura do material seja danificada, os blocos foram sequencialmente envolvidos em filme PVC, papel alumínio e tecido. Sobre o tecido foi colocada uma fina camada de parafina (Figura 97) e depois cortada a sua base. Para esse fim foram utilizados fogareiro elétrico, parafina, panela, concha, pincel e talagarça.

Por fim foram encaixadas as peças de madeira e parafusadas formando a caixa. O espaço existente entre o bloco já parafinado e a parte interna da caixa de madeira foi ocupado por serragem. As amostras de solo indeformado foram usadas no ensaio para a determinação da curva de retenção de água através da técnica do papel filtro e também para a preparação de corpos-de-prova para os ensaios triaxiais.



Figura 97 – Bloco indeformado de solo sendo parafinado.

Ainda em campo foram coletados quatro blocos de rocha (Figura 98) para obtenção dos corpos-de-prova no Laboratório de Experimentos em Mecânica e Tecnologia de Rochas (LEMETRO_UFRJ). A partir desses blocos foram realizados ensaios de compressão simples, *tilt test*, determinação da massa específica e caracterização megascópica e microscópica.

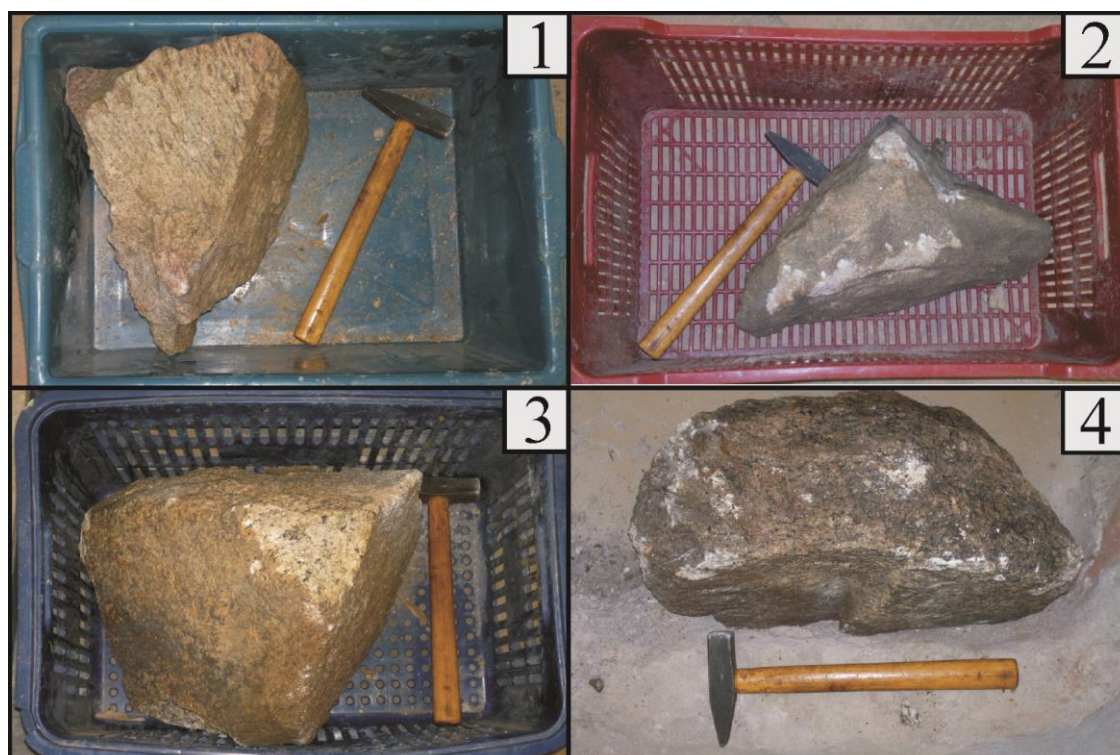


Figura 98 – Blocos rochosos retirados do campo.

8.3. Análise dos dados de campo

8.3.1. Processamento de dados de DGPS

Os dados coletados em campo pelos aparelhos GPS foram descarregados para o computador. Então, por meio do programa *Astech Solutions 2.70*, os dados de campo foram processados e corrigidos.

Para a correção dos erros das coordenadas dos pontos amostrados foram criados diferentes projetos. Cada um dos projetos corresponde à análise dos dados provenientes de cada uma das técnicas de obtenção de dados em um dia de campo. Após a inserção dos dados em cada projeto, estes foram corrigidos tendo como referência os dados da estação base local retificados com relação à estação regional.

Portanto, o primeiro projeto criado (Figura 99) teve a finalidade de comparar os dados da estação base regional e da estação base local. Sabendo as coordenadas exatas da estação base regional (1870) através do relatório de estação geodésica do IBGE (Anexo D), os dados da Estação Base Local (GLOR) foram ajustados para obter seu posicionamento preciso.

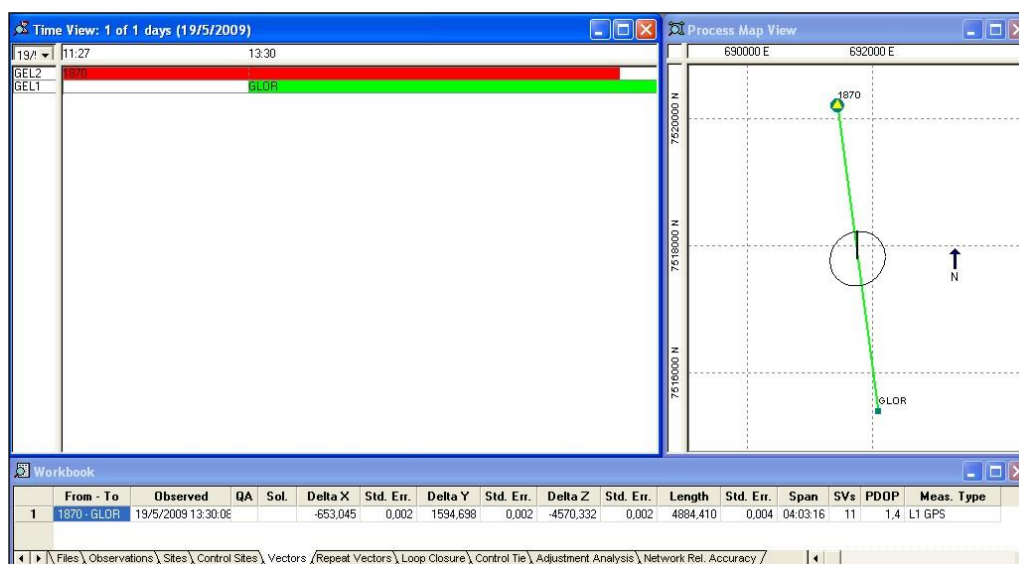


Figura 99 – Projeto construído para corrigir os dados da Estação Base Local (GLOR).

Os projetos posteriores foram criados com a finalidade de corrigir as coordenadas dos receptores móveis tendo como base as coordenadas exatas da Estação GLOR. Dois projetos são mostrados a seguir.

Na figura 100 se encontram representados os dados já retificados do caminhamento realizado na encosta. Esse caminhamento foi realizado através do método cinemático no primeiro dia de campo.

Já na figura 101 são observados os dados obtidos no primeiro dia de campo através do método semi-cinemático.

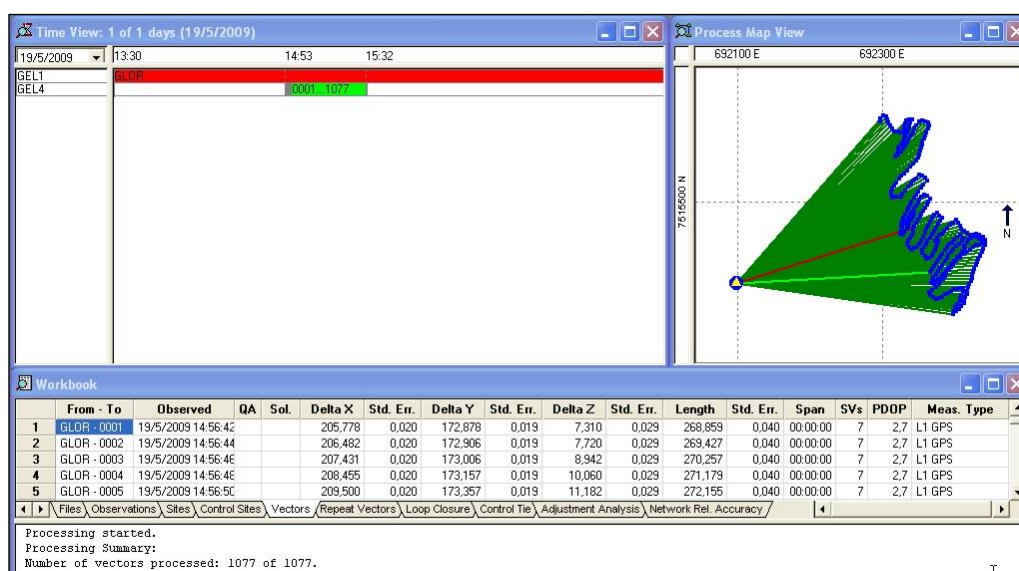


Figura 100 – Projeto construído para corrigir os dados coletados na encosta através do método cinemático.

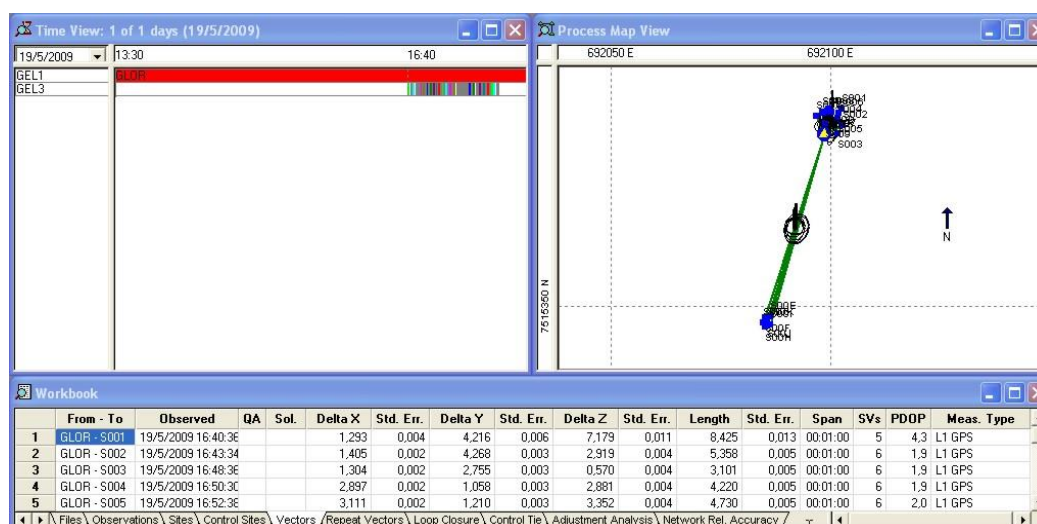


Figura 101 – Projeto construído para corrigir os dados coletados através do método semi-cinemático.

Com as coordenadas retificadas o que se tem é a altitude elipsoidal ou geométrica. Porém, o importante é a determinação da altitude ortométrica. Para obtê-la a partir da altitude geométrica é necessário o conhecimento do valor da ondulação geoidal no local de estudo.

Dessa forma foi usado o *software* MAPGEO2004 (Versão 3.0) do IBGE, que calcula o valor da ondulação geoidal (Figura 102). Esse valor foi encontrado através da média das ondulações geoidais encontradas para diferentes pontos da área de estudo.

O valor encontrado é a ondulação geoidal do local, que pode ser somado ou subtraído da altitude dos pontos coletados em campo.

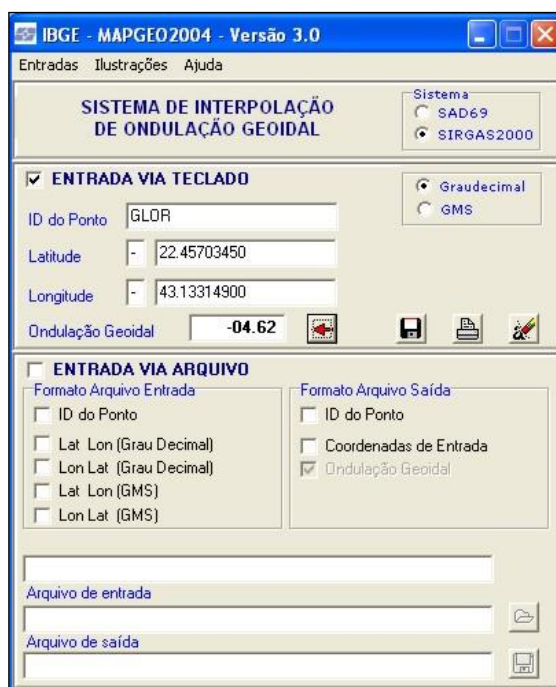


Figura 102 – Cálculo da ondulação geoidal através do *software* MAPGEO 2004 do IBGE.

8.3.2. Topografia e cartografia geotécnica

O primeiro passo tomado no *software* *ArcGis* foi o georreferenciamento da fotografia aérea através dos pontos obtidos em campo pelo método estático. É importante ressaltar que os dados estão em UTM (Universal Transversa de Mercator), localizados na zona 23 S, cujo datum adotado foi o SIRGAS 2000 (Sistema de Referência Geocêntrico para as Américas).

Os dados corrigidos na etapa anterior foram exportados do programa *Ashtec Solutions* e transportados para o *ArcGis* no formato “*txt*”. Os pontos de todos os dias de campo foram então reunidos em apenas um arquivo visando a simplificação do manuseio dos dados no programa. Essas coordenadas foram convertidas para UTM. Foi colhido um total de 7.593 pontos para interpolação e criação das curvas de nível.

Esses pontos foram adicionados no *ArcGis 10.0* juntamente com uma máscara. Esse recurso computacional permite estabelecer um limite ao programa, de tal forma que esse não extrapolasse as curvas de nível para fora da área de interesse.

Partindo dos pontos coletados em campo (Apêndice B), o Modelo Digital do Terreno (MDT) foi criado com a interpolação das curvas de nível. As curvas de nível estão organizadas segundo diferença de 10 metros entre si.

Com o Modelo Digital do Terreno pronto, uma malha quadrada de pontos do terreno foi criada de modo que as distâncias entre um ponto e outro se mantivesse constante em 10 metros. Assim, as unidades geotécnicas presente na área foram delimitadas e subdivididas em quadrados (Figura 103). A distância de 10 metros entre os pontos tem como objetivo satisfazer dois aspectos: a representação mais fiel da topografia da localidade no modelo e a não produção de excesso de dados, o que comprometeria a operação do modelo de forma satisfatória.

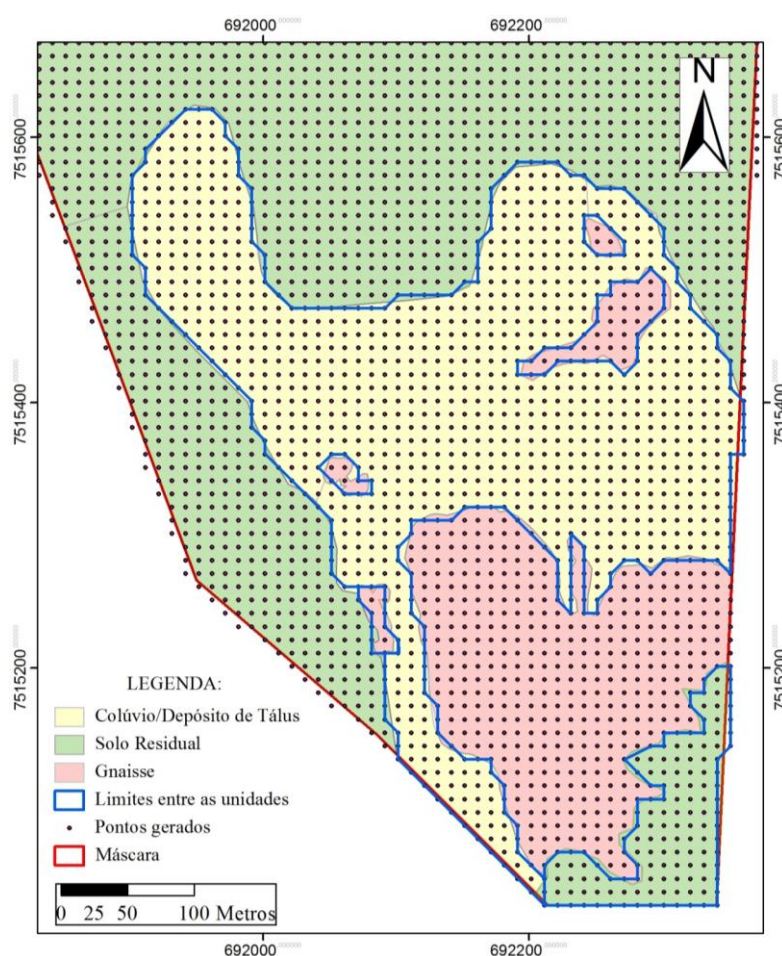


Figura 103 – Subdivisão de parte do terreno em quadrados.

As coordenadas de cada um dos pontos correspondentes aos vértices dos quadrados foram exportadas para posterior confecção do modelo do PFC-3D.

8.4. Etapa de laboratório

Nessa etapa, tanto a rocha como o solo presentes na área de estudo foram descritos e caracterizados. Além disso, as amostras provenientes das unidades geotécnicas foram submetidas a diferentes ensaios visando à obtenção direta ou indireta dos valores dos parâmetros de entrada necessários para a realização das simulações no programa PFC-3D.

A massa específica e a porosidade da rocha foram determinadas com base na técnica da saturação definida segundo a norma NBR-12766 da ABNT (1992). Esses índices físicos foram definidos pelas médias dos resultados de sete amostras ensaiadas.

A rocha foi identificada e caracterizada tanto megascopicamente, através de amostras de mão, como microscopicamente, através da análise de lâminas delgadas.

Quanto aos solos dos pontos 1 e 2 da figura 95, foram feitos ensaios granulométricos e para determinação dos Limites de Liquidez e de Plasticidade. Posteriormente foi calculado o Índice de Plasticidade, definido pela diferença dos Limites de Liquidez e Plasticidade e os materiais classificados segundo a metodologia SUCS (Sistema Unificado de Classificação de Solos) descrita na norma D- 2407/2000 da ASTM (*American Society for Testing and Materials*). Para os ensaios foram utilizadas as normas NBR-6459, NBR-6508, NBR-7180, NBR-7181 da ABNT (Associação Brasileira de Normas Técnicas), datadas de 1984.

8.4.1. Ensaio de cisalhamento direto

O ensaio de cisalhamento direto é o mais antigo procedimento para a determinação da resistência ao cisalhamento e se baseia diretamente no critério de Mohr-Coulomb (Pinto, 2006). Esse ensaio foi realizado para aquisição do valor do ângulo de atrito do solo residual, parâmetro este necessário para o cálculo do coeficiente de atrito.

O ensaio consiste basicamente na modelagem de um corpo-de-prova, correspondendo a um paralelepípedo reto de 50,5 mm de aresta x 18,6 mm de altura de solo, que é colocado num compartimento de metal denominado caixa de cisalhamento, onde são aplicadas forças normal e tangencial (Figura 104). Durante o ensaio os valores de força são registrados a cada 0,25 mm de deslocamento horizontal da caixa, que é provocado pela atuação da força

tangencial. Posteriormente essas forças são transformadas em tensões normal (σ) e cisalhante (τ) dividindo-as pela área da seção transversal do corpo-de-prova.

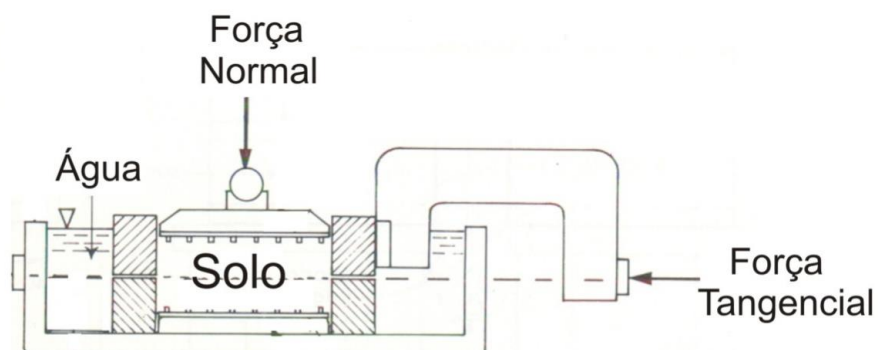


Figura 104 – Esquema do ensaio de cisalhamento direto de solos (Modificado de Head, 1994).

Foram feitos quatro ensaios à velocidade de 0,01 mm/seg. Os ensaios foram realizados estando os corpos-de-prova com suas umidades naturais. Um dos corpos-de-prova colocado na caixa de cisalhamento é observado na figura 105. O ensaio foi realizado estando com sua umidade natural, já que, como visto anteriormente, o grau de saturação exerce pouca influência sobre o ângulo de atrito. E esse é o parâmetro de interesse a ser determinado nesse ensaio.

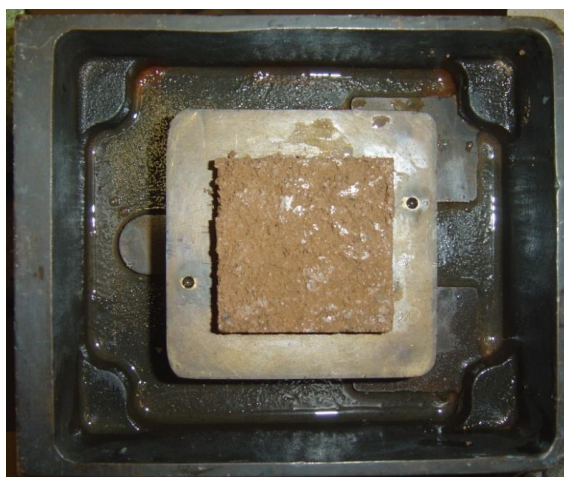


Figura 105 – Caixa de cisalhamento com o corpo-de-prova de solo em seu interior (Foto do autor).

Através dos pares de valores de tensão normal e tensão cisalhante, chega-se finalmente à envoltória de Mohr-Coulomb do solo e, por conseguinte, ao seu ângulo de atrito e a sua coesão.

8.4.2. Ensaio de sucção com o papel filtro

A metodologia para o ensaio de papel-filtro seguiu basicamente a recomendada pela norma D 5298-03, expedida pela ASTM (*American Society for Testing and Materials*).

Foram moldados 18 corpos de prova de aproximadamente 2,0 cm de altura por 4,6 cm de diâmetro. Esses corpos de prova foram retirados da amostra indeformada de solo coletada na área de estudo através cravação de anéis de aço (Figura 106). Foram mantidas as posições horizontal e vertical originais do solo nos anéis, isto é, a altura do anel corresponde à direção vertical no solo e o diâmetro à posição horizontal do solo em campo.

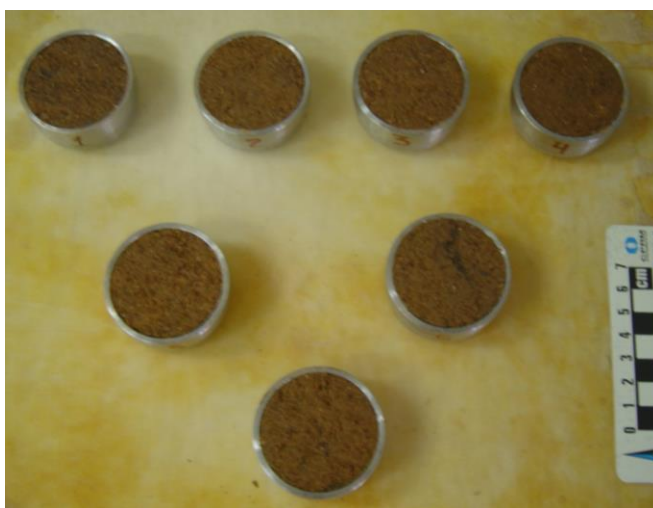


Figura 106 – Anéis de cravação com os corpos de prova para o ensaio de sucção.

Posteriormente foi determinada a umidade inicial da amostra coletada no campo. A partir desse dado os dezoito corpos foram secos naturalmente ou umedecidos adicionando-se água destilada até a obtenção de diferentes valores de umidade. Com isso, foram encontrados diferentes valores de sucção necessários para o estabelecimento da curva de retenção de água.

Os valores de umidade foram determinados a partir das medidas de altura, diâmetro e massas dos anéis e dos corpos-de-prova, além dos seguintes índices físicos: massa específica total (ρ_t), massa específica dos grãos (ρ_s), massa específica seca (ρ_d), índice de vazios (e), porosidade (n), umidade gravimétrica inicial (U), umidade volumétrica mínima (θ_{\min}), umidade volumétrica máxima (θ_{\max}) e variação da umidade volumétrica ($\Delta\theta$).

Os corpos de prova com suas respectivas umidades foram envolvidos pelo filme de PVC e pelo papel alumínio, sendo então armazenados em uma caixa de isopor pelo período dois dias. Posteriormente os papéis-filtro foram colocados nas partes superior e inferior dos anéis e novamente envolvidos pelo filme de PVC e pelo papel alumínio com o intuito de que a

umidade fosse homogeneizada em todo o corpo-de-prova. Então foram novamente colocados na caixa de isopor, onde permaneceram por uma semana. Após esse período eles foram pesados em uma balança com precisão de 0,0001g.

A partir dos resultados encontrados foram feitos os gráficos das curvas de retenção de água, que demonstram a relação da sucção matricial ($u_a - u_w$) com a umidade (w) e o grau de saturação (S). Cabe mencionar que não foi utilizada nenhuma equação para o ajuste da curva de retenção de água, já que, para isso, é necessário o conhecimento da sucção residual. A determinação de tal valor não é possível de ser obtida através do ensaio com o papel-filtro.

8.4.3. Ensaio triaxial de solo

Para a execução do ensaio triaxial foi adotado o procedimento descrito na norma D 2850-03 da ASTM com algumas diferenças a serem abordadas a seguir.

O ensaio triaxial realizado foi do tipo UU (*unconsolidated undrained*). Esse tipo de ensaio é o mais rápido de todos os tipos de ensaio triaxiais convencionais de solos, já que a amostra não é adensada e nem drenada durante todo o processo. Por esse motivo ele também é conhecido como ensaio Q (do termo inglês *Quick*). A escolha deste ensaio visou representar o comportamento do solo superficial frente a carregamentos rápidos, como são aqueles derivados dos choques de blocos de rocha na superfície.

O ensaio teve por objetivo determinar qual o comportamento do módulo de elasticidade do solo da área de estudo frente à variação da umidade e sucção matricial. Esse estudo é necessário visto que a rigidez pode ser correlacionada ao módulo de elasticidade e é um dos parâmetros de entrada necessários para as simulações realizadas pelo PFC-3D. Assim, é possível avaliar o efeito da variação sazonal de umidade no solo sobre a rigidez e consequentemente seu efeito sobre o alcance dos blocos rochosos.

Uma das caixas de madeira contendo amostra indeformada foi selecionada para o ensaio, que foi executado no Laboratório de Geotecnia e Meio Ambiente da Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Na câmara úmida do referido laboratório corpos-de-prova cilíndricos de 3,8 cm de diâmetro e 7,8 cm de altura foram esculpido, conforme atesta a figura 107.



Figura 107 – Preparação do corpo-de-prova do ensaio triaxial para solo.

Durante a moldagem dos corpos de prova, amostras deformadas de solo resultantes do processo de confecção foram recolhidas em cápsulas para a determinação da umidade gravimétrica inicial do solo. Concluída essa etapa, os corpos de prova foram pesados. Depois foi adicionada água destilada com o intuito de se atingir a umidade requerida, conforme mostrado na figura 108.



Figura 108 – Adição de água destilada no corpo-de-prova.

Os corpos-de-prova de solo foram submetidos a diferentes valores de umidade. A umidade a ser atingida foi determinada a partir dos dados de umidade gravimétrica inicial do solo e da sua curva característica. A trajetória que descreve a curva característica foi útil na medida em que possibilitou a identificação das diferentes umidades a serem impostas aos

corpos-de-prova antes da execução do ensaio triaxial. Assim, foram realizados oito ensaios triaxiais do tipo UU que correspondem a oito diferentes valores de umidade que descrevem o formato da curva característica. Tais umidades são apresentadas na tabela 4, com seus respectivos valores de sucção matricial.

Tabela 4 – Umidades e valores de sucção matricial dos oito corpos-de-prova para o ensaio triaxial UU.

<i>Corpo-de-Prova</i>	<i>1</i>	<i>2</i>	<i>3</i>	<i>4</i>	<i>5</i>	<i>6</i>	<i>7</i>	<i>8</i>
Umidade gravimétrica desejada (%)	27,0	24,0	22,0	21,0	20,0	17,0	13,0	9,0
Sucção matricial aproximada (kPa)	5	17	50	1050	4500	9800	10400	20000

Após a adição de água as amostras foram envolvidas com filme PVC e papel alumínio e colocadas na caixa de isopor, onde permaneceram por uma semana para que ocorresse a equalização da umidade por todo o corpo-de-prova.

Posteriormente os corpos-de-prova foram levados à máquina do ensaio, onde foram colocadas a pedra porosa e o papel filtro no topo e na base dos mesmos e a lateral envolvida por uma membrana de borracha. Nesse momento deve-se estar atento ao alinhamento vertical do corpo-de-prova. Após o posicionamento dos *caps*, anéis de borracha foram colocados na parte superior e inferior do cilindro, impedindo assim a entrada de água responsável pela aplicação do confinamento no corpo-de-prova. Esse procedimento é identificado na figura 109.



Figura 109 – Colocação da membrana de borracha, anéis de borracha e do *cap* superior no corpo-de-prova.

Estando o corpo-de-prova preparado, a câmara triaxial foi colocada e preenchida com água até atingir metade do cap superior. Então foi imposta a pressão confinante ao corpo-de-prova. A tensão confinante utilizada para todos os ensaios foi de 20 kPa, já que o material estava próximo à superfície e submetido a baixas tensões confinantes. A posição da célula de carga foi ajustada de modo a encostar no cap superior. A representação esquemática de uma célula triaxial pode ser visualizada na figura 110.

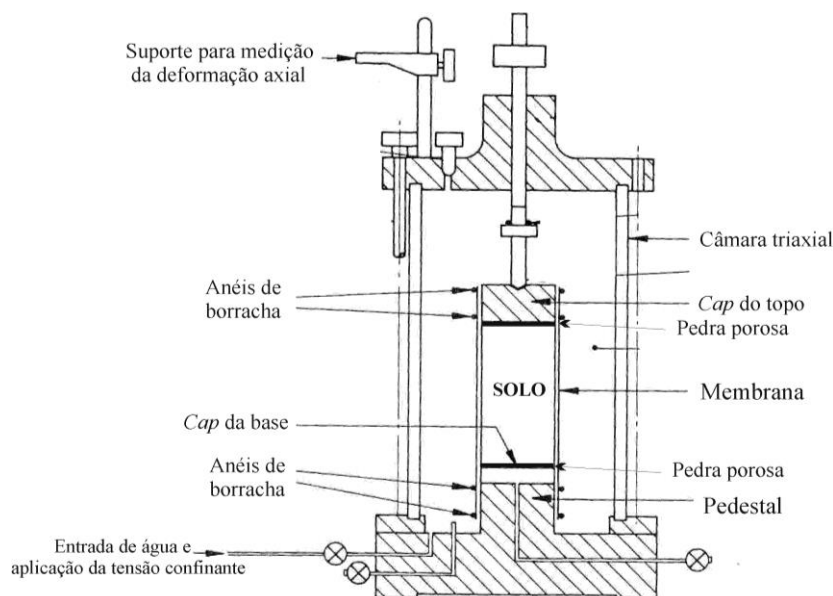


Figura 110 – Esquema de uma célula triaxial (Modificado de Head, 1994).

O ajuste da velocidade de ensaio foi feito pelo encaixe de duas engrenagens situadas na parte inferior do equipamento, de modo a possibilitar uma alta velocidade de carregamento durante o ensaio. A alta velocidade aplicada no ensaio tem como propósito aproximar o ensaio da condição de carregamento instantâneo, que ocorre em eventuais impactos dos blocos com o solo. As engrenagens escolhidas foram a E para a posição X e a E para a posição Y, estando a manivela de encaixe situada na posição 1. Assim, a velocidade imposta para todos os ensaios foi de 1mm/min.

Concluídas todas essas etapas o ensaio foi realizado de forma satisfatória. Após a realização dos ensaios, partes dos corpos-de-prova foram colocadas em cápsula e pesados. Tais cápsulas foram levadas para a estufa e depois de 24 horas pesadas novamente. A partir dos valores obtidos nas pesagens foi calculada a umidade atingida pelo corpo-de-prova nos ensaios.

8.4.4. Difração de raios-X

De acordo com Wilson (1987), a técnica da difração de raios X é sem dúvida o método mais adotado na identificação e caracterização de argilominerais presentes em determinado solo. Contam a seu favor a rapidez e custo se comparado com outras técnicas.

Considerando dois planos de átomos da estrutura cristalina de um mineral. Ao incidir um feixe de raios X sobre o cristal do mineral, o mesmo interage com os átomos presentes na estrutura, podendo gerar o fenômeno da difração. As condições para a ocorrência de difração de raios X é que haja uma interferência construtiva ou concordância de fase. Assim, esse processo ocorrerá apenas quando a distância entre cada um dos sucessivos planos cristalinos que formam um argilomineral for múltiplo inteiro do comprimento de onda da radiação utilizada (Santos, 1975).

Satisfazendo essas condições, pode-se aplicar a lei de Bragg (Equação 104). Com auxílio da lei de Bragg e sabendo o comprimento de ondas dos raios X incidentes, mede-se o ângulo θ e então se calcula a distância entre os planos da estrutura cristalina do argilomineral.

$$n\lambda = 2 d \sin\theta \quad (104)$$

Onde: n é um número inteiro;

λ é o comprimento de onda dos raios X incidentes;

d é a distância interplanar da estrutura cristalina; e

θ é o ângulo de difração.

O parâmetro n observado na lei de Bragg corresponde à ordem de reflexão, que, para satisfazer a lei física precisa ser um número inteiro.

Considere o plano (001), por exemplo. A primeira reflexão para $\lambda=1$ ocorre a um ângulo θ_1 . Quando o comprimento da diferença de trajetória entre os raios refletidos por esses planos for 2λ , a equação será satisfeita para $n=2$ e um ângulo θ_2 . Essas são denominadas de reflexões de primeira e segunda ordem.

A partir do conhecimento da distância entre os planos que formam a estrutura cristalina dos argilominerais e do resultado do método de difração de raios X, é possível a identificação do(s) argilomineral (is) presente(s) no solo. No quadro 11 estão as distâncias entre os planos de alguns argilominerais (d) segundo o plano (001).

Quadro 11 – Distância entre os planos da estrutura cristalina de alguns argilominerais (Santos, 1975).

<i>Argilomineral</i>	<i>Distância no plano (001)</i>
Caulinita	7,15 Å
Ilita	9,98Å
Esmectita	15,5Å (Variável)

O método da difração de raios-x foi realizado tendo como equipamento o difratômetro modelo Geiferflex-2013 da marca Rigaku do setor de Geologia de Engenharia (Geologia_UFRJ), com contador proporcional, voltagem de 40 kV e amperagem de 30 mA. O ensaio foi feito a uma velocidade de 2°/min e range de 2K sendo empregado o tubo de cobre de 1,5 kW. Esse tubo de cobre emite comprimento de onda de 1,5405 Å. A variação do ângulo 2Θ se deu entre 2° e 30°.

Seis lâminas contendo material argiloso foram levadas ao equipamento de difração de raios X. Esse material argiloso foi separado em processo de sedimentação feito com parcela de solo removida dos blocos indeformados.

No primeiro grupo, formado por três lâminas, os argilominerais foram orientados segundo o método do esfregaço. Já o segundo grupo foi colocado na lâmina através de gotejamento realizado com auxílio de pipeta. Para cada grupo duas das três lâminas eram formadas por material argiloso que sofreu tratamento químico para retirada de determinadas substâncias. A lâmina restante continha material argiloso que não recebeu tratamento químico algum, preservando assim seus integrantes químicos naturais. Essa é a lâmina denominada *in natura*.

O tratamento químico mais comum na preparação de lâminas tendo em vista a identificação dos argilominerais através da difração de raios X é o Método Citrato-Bicarbonato-Ditionito (CBD), cuja metodologia foi descrita por Jackson em 1969 (Moore e Reynolds, 1997). Esse método elimina o ferro do material e foi realizado para melhorar o registro dos picos no difratograma e permitir melhor identificação dos minerais.

O objetivo da identificação mineralógica por difração de raios-X foi caracterizar o solo da área de estudo, o que pode permitir em estudos futuros da mesma natureza compará-lo com outros solos e, talvez, explicar diferenças de comportamento mecânico e de valores de propriedades elásticas.

8.4.5. *Tilt test*

Não há, até hoje, um método recomendado pela ISRM (Sociedade Internacional de Mecânica de Rochas) para estimar com segurança o ângulo de atrito básico de rochas, embora diferentes técnicas sejam utilizadas na mecânica de rochas (Alejano *et al.*, 2012). Dentre essas técnicas, aquela proposta por Stympson em 1981 é a mais popular.

Stympson (1981) propôs um método simples para a obtenção do ângulo de atrito básico que ele denominou de *tilt test*. Segundo ele três corpos-de-prova cilíndricos de diâmetro 54 mm e com comprimento de pelo menos o dobro do diâmetro, identificados de A, B e C, são necessários no método. Dois desses cilindros (B e C) são colocados e fixados numa base horizontal e o terceiro (A) está apoiado sobre os cilindros B e C, como representado na figura 111.

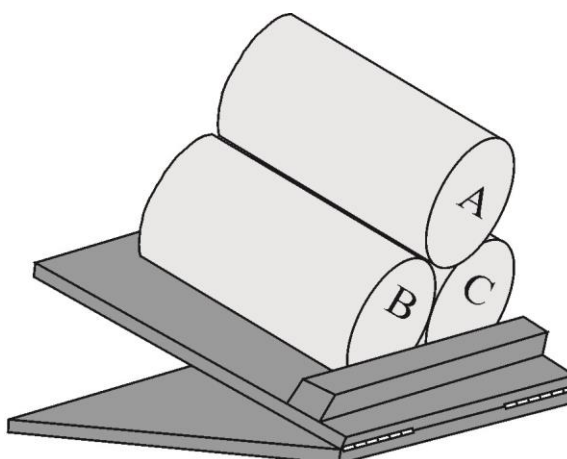


Figura 111 – Método de Stympson para o *Tilt test*.

A base é inclinada até que o cilindro A deslize sobre os outros. Nesse instante o ângulo de inclinação da base (α) é anotado e o ângulo de atrito básico (Φ_b) é calculado através da equação 105.

$$\Phi_b = \arctan(1,155 \tan \alpha) \quad (105)$$

Contudo Alejano *et al.* (2012) concluíram, através de ensaios em laboratório, que o método de Stympson superestima o ângulo de atrito básico em até 10°, não sendo portanto adequado para a obtenção desse parâmetro. Os mesmos autores propõem outros métodos cujos resultados se mostram mais confiáveis. Um deles, o utilizado nessa tese, é explicado a seguir.

A técnica de *tilt test* aqui adotada é composta por uma base de madeira, um corpo-de-prova cilíndrico e pelo molde de formato cilíndrico de onde foi extraído o corpo-de-prova. A base de madeira consiste em duas abas de dimensões 18,5 cm x 50,0 cm x 1,8 cm unidas entre si por duas dobradiças nas extremidades das abas. O molde do corte foi particionado ao longo da geratriz do cilindro de modo que apenas metade fosse aproveitada no ensaio.

O ensaio consistiu na colocação do molde na aba superior da base de madeira onde foi encaixado o corpo-de-prova cilíndrico. Posteriormente ocorreu a lenta e cuidadosa inclinação da aba superior até que o corpo-de-prova deslizasse sobre o molde (Figura 112). A inclinação da aba superior se deu graças à rotação do cilindro de aço existente entre as duas abas de madeira (Figura 113).

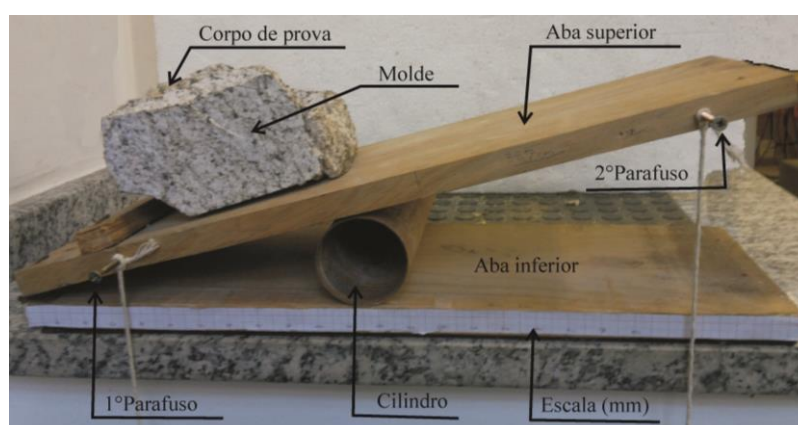


Figura 112 – Vista lateral do equipamento de *Tilt test*.

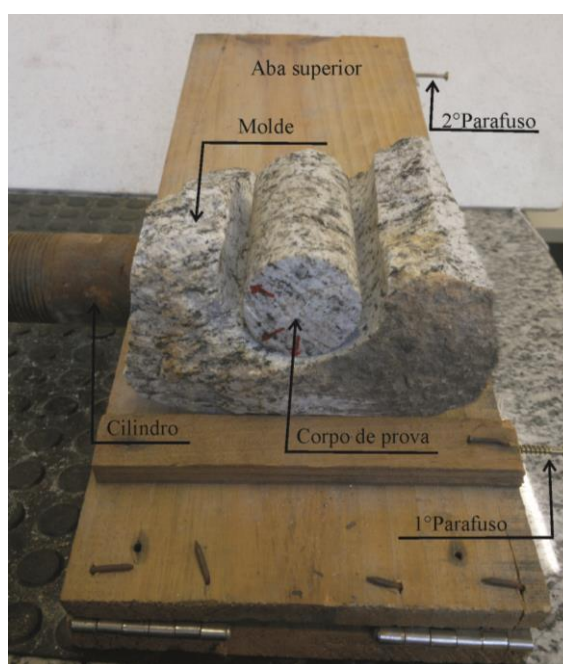


Figura 113 – Vista frontal do equipamento de *Tilt test*.

O ângulo de atrito básico (Φ_b) foi calculado a partir dos valores de hipotenusa e do cateto adjacente ao ângulo de interesse formado entre as duas abas no momento do deslizamento do corpo-de-prova superior, conforme verificado na equação 106.

$$\Phi_b = \arccos\left(\frac{\text{cateto adjacente}}{\text{hipotenusa}}\right) \quad (106)$$

No caso da hipotenusa, essa permaneceu constante em todos os resultados. A hipotenusa foi encontrada pela distância entre dois parafusos laterais na aba superior da mesa. Nesses parafusos foram amarrados barbantes onde foram presos dois pesos de aço que mantiveram o barbante esticado. Os barbantes serviram como indicadores de valores na escala milimétrica presente na lateral da aba inferior da mesa de madeira. O cateto adjacente foi encontrado a partir da diferença entre esses valores da escala no exato instante do deslizamento do corpo-de-prova superior de rocha.

Foram realizados cinco ensaios, segundo diferentes contatos do corpo de prova com o molde. O ângulo de atrito básico foi obtido pela média desses cinco ensaios.

8.4.6. Ensaio de compressão simples de rocha

De acordo com Goodman (1989), o ensaio de compressão simples (ou uniaxial) é o ensaio mais utilizado na determinação da resistência de rochas. Segundo o mesmo autor o corpo-de-prova deve ser cilíndrico com razão altura/diâmetro de 2,0 a 2,5, devendo as superfícies perpendiculares à geratriz do cilindro serem desprovidas de irregularidades e paralelas entre si. A norma D 4543 – 01 da ASTM também estabelece que a razão altura /diâmetro deve ser de 2,0 a 2,5. A ISRM (2007) considera que o diâmetro do corpo-de-prova deve ser igual ou superior ao tamanho NX (54 mm).

Os ensaios de compressão simples foram feitos com cinco corpos-de-prova de diâmetro NX que mantinham aproximadamente a razão altura /diâmetro igual a 2,0 (Figura 114). Esses corpos-de-prova foram retirados dos blocos coletados em campo.

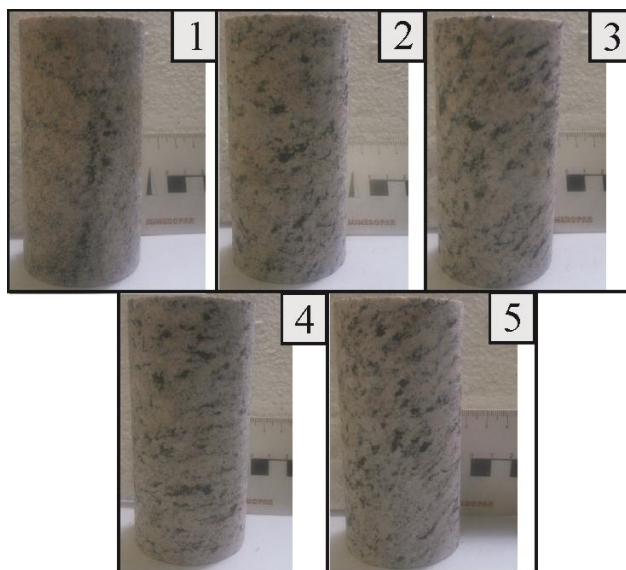


Figura 114 – Os cinco corpos-de-prova levados para o ensaio de compressão simples.

Como a rocha é um gnaisse, sua foliação influi diretamente no resultado do ensaio por apresentar anisotropia de resistência. Conforme Goodman (1989), a resistência à compressão simples em rochas anisotrópicas, tais como rochas metamórficas, pode variar significativamente segundo a direção de sua foliação em relação à tensão aplicada. Entretanto, a determinação da orientação da foliação nos blocos de gnaisse da área não foi possível, visto que ela não tem uma direção preferencial por estar dobrada.

Ao longo dos ensaios foram obtidos os valores de tensão normal, deformação axial, deformação lateral e deformação volumétrica do corpo-de-prova até a sua ruptura (q_u). A figura 115 mostra um dos corpos-de-prova sendo instrumentado para o início do ensaio no equipamento MTS do Centro de Pesquisas da empresa Petróleo Brasileiro S.A. (CENPES-PETROBRAS).



Figura 115 – Instrumentação de um dos corpos-de-prova para início do ensaio de compressão simples.

Dois ciclos de descarregamento e recarregamento foram impostos durante os ensaios. O primeiro ciclo iniciou-se com descarregamento sob tensão axial de 15 MPa e posteriormente houve recarregamento quando a tensão normal axial atingiu 5MPa. O segundo ciclo começou com o descarregamento em 30 MPa ocorrendo o recarregamento quando a tensão axial atingiu o patamar de 5 MPa. Nesses trechos da curva tensão axial-deformação axial foram determinados dois valores de Módulo de Young (E_1 e E_2) para cada corpo-de-prova (Figura 116).

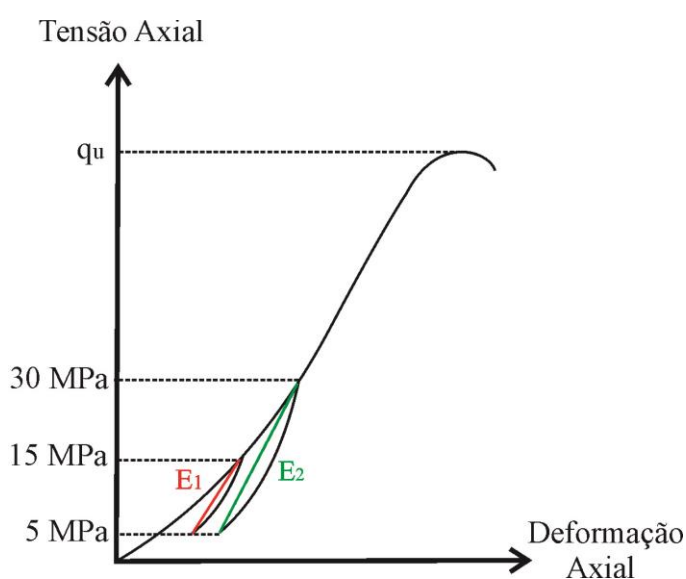


Figura 116 – Esquema de curva tensão-deformação resultante do ensaio de compressão simples com dois ciclos de carregamento-descarregamento (q_u = Resistência à compressão simples).

Também foram calculados dois valores de coeficiente de Poisson, encontrados segundo a equação 107. Esses dois valores foram determinados nos trechos das deformações lateral ($\epsilon_{lateral}$) e axial (ϵ_{axial}) correspondentes aos dois ciclos de carregamento-descarregamento dos ensaios.

$$v = - (\epsilon_{lateral} / \epsilon_{axial}) \quad (107)$$

8.5. Modelagem e simulação

Nessa etapa foram criados modelos e realizadas as simulações no PFC-3D. Para isso, duas categorias de modelos foram feitas conforme o seu objetivo.

A primeira categoria era composta de modelos onde o intuito era avaliar o comportamento do alcance frente à alteração do grau de saturação do solo. Nesse caso, foram usados apenas blocos esféricos, já que foi o único formato de bloco que conseguiu atingir as paredes representantes do solo residual. As rigidezes do gnaisse e depósito de tálus foram mantidas em seus valores máximos e seus amortecimentos foram fixados em valores mínimos. Essas condições foram impostas para que o bloco atingisse seu alcance máximo, passando assim a ter um maior contato com as paredes correspondentes ao solo residual.

Em relação ao solo residual, estes foram simulados inicialmente com valores de rigidez correspondentes a graus de saturação de 30% e 90%. Entretanto, conforme se verá no capítulo de resultados, não foi possível a determinação do alcance para grau de saturação de 90%. Com isso, novas simulações foram realizadas para $S=0,8$, sendo verificado o mesmo problema para os blocos de maiores volumes, reduzindo-se novamente o grau de saturação para 70%. Nessa categoria foram realizadas 48 simulações.

A segunda categoria de modelos visava analisar o alcance de uma forma mais ampla, ou seja, avaliar qual seria a variação do alcance em face as modificações da rigidez, amortecimento e geometria dos blocos.

Cada uma das geometrias de blocos continha dois grupos de simulações definidos segundo as componentes normal e tangencial do amortecimento. O primeiro grupo continha os amortecimentos normal e tangencial máximos e o segundo grupo possuía os amortecimentos normal e tangencial mínimos. Por sua vez, cada grupo de simulações, organizados segundo o parâmetro amortecimento, foi subdividido em dois subgrupos. Esses subgrupos foram diferenciados de acordo com os valores máximos e mínimos de rigidez normal e sua correspondente tangencial das unidades geotécnicas mapeadas em campo. As rigidezes máximas e mínimas do solo foram calculadas, respectivamente, para graus de saturação de 30% e 70%.

A Figura 117 mostra como se deu a organização dessas simulações.

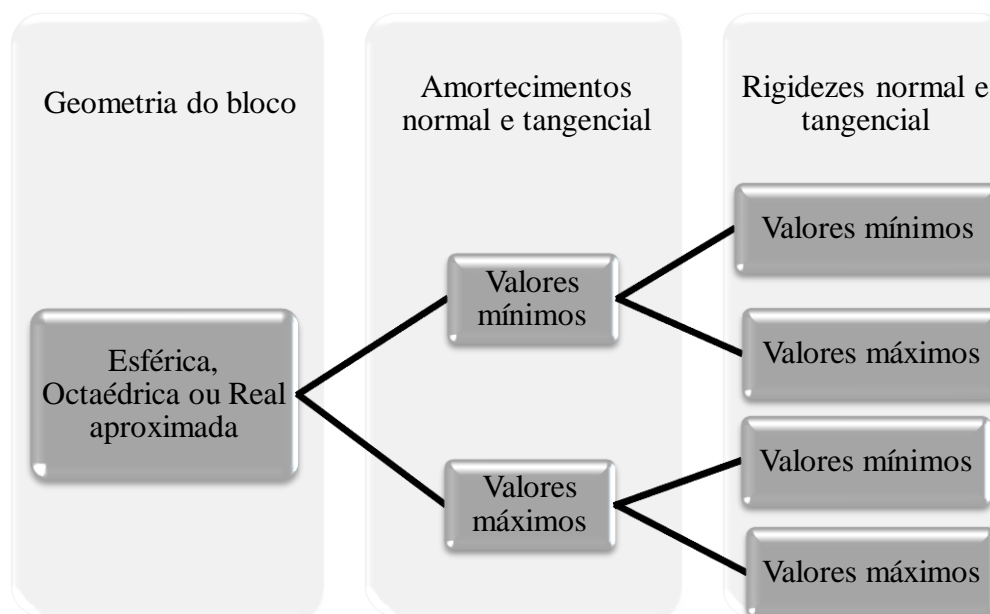


Figura 117 – Organização das simulações pertencentes à segunda categoria.

Dessa forma, foram criados doze grupos de simulações. Cada um desses grupos continha doze simulações correspondentes aos doze blocos selecionados, totalizando 144 simulações nessa categoria.

Após as simulações, foram examinados os resultados obtidos em arquivos de saída no formato “.txt”. Esses arquivos de saída eram formados por tabelas onde as linhas representavam os valores dos parâmetros de cada coluna para cada cem ciclos do programa. O número de linhas era diferente de um arquivo de saída para outro, que dependia do número de ciclos executados na simulação.

Os parâmetros de saída representados nas colunas foram:

- Número de ciclos;
- Coordenada x do centro da esfera;
- Coordenada y do centro da esfera;
- Coordenada z do centro da esfera;

No caso dos blocos compostos de esferas dispostas segundo o empacotamento octaédrico, foram armazenados no arquivo de saída os dados da esfera inferior, isto é, da esfera número seis. Já naquelas que representavam a geometria aproximada das esferas, os

parâmetros de saída foram medidos na esfera que tocasse primeiro uma parede, ou seja, aquela que formasse o primeiro contato com a parede.

Caso o resultado apresentado por certa simulação tenha sido considerado insatisfatório, o arquivo de entrada deve ser revisto e reparado para a correção de possíveis erros. Caso contrário, haveria a finalização do processo de modelagem e passa-se à análise, discussão e representação dos resultados, conforme o esquema representado na figura 118.

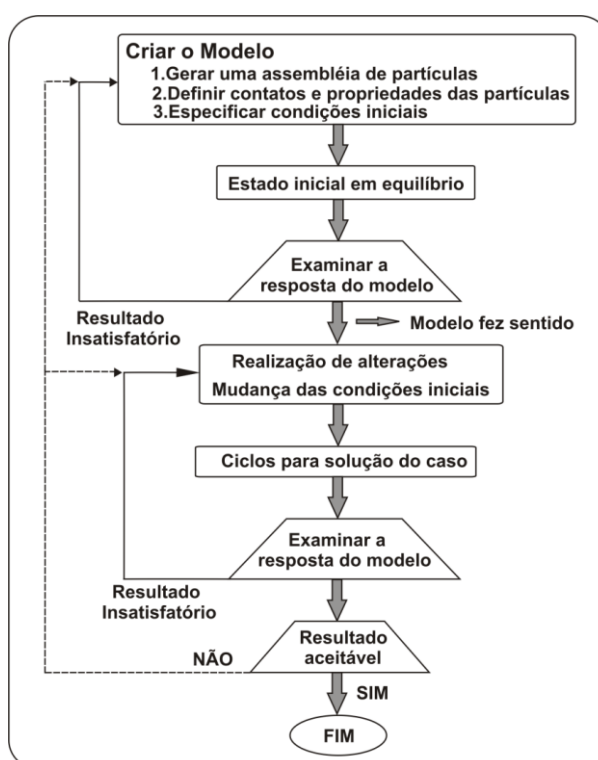


Figura 118 – Etapas metodológicas seguidas no programa PFC-3D. (Modificado do Manual do Programa PFC-3D, ITASCA).

Conforme a figura anterior, para criar o modelo três ações são indispensáveis. São elas:

- Geração de um conjunto de partículas, que podem ser de dois tipos: esferas e paredes. É necessário o conhecimento do número, tamanho e localização dessas partículas;
- Definição do tipo de contato entre as partículas e de suas propriedades, que ditam o tipo de resposta que o programa dará sobre o problema apresentado;
- Especificação das condições iniciais, dadas pela quantificação de parâmetros físicos que definem o estado inicial do modelo.

O primeiro passo para a criação de um modelo de queda de blocos no programa PFC-3D foi a definição e a geração das partículas que compõem os blocos. Os blocos foram formados por uma única esfera ou pela união de mais de uma esfera. Para isso foi necessária a indicação das coordenadas do centro e o respectivo raio de cada esfera no arquivo de entrada.

Cabe ressaltar que quando o bloco foi subdividido em mais de uma esfera, essas possuíam o mesmo raio num mesmo arquivo de entrada. Tal regra foi imposta ao modelo para evitar a variação de rigidez ao longo da simulação, visto que a rigidez é dependente do raio da esfera.

Doze blocos foram selecionados conforme a possibilidade real de iniciarem sua movimentação encosta abaixo. Cada um foi confeccionado segundo três geometrias diferentes.

O primeiro e mais simples foi o formato esférico (Figura 119). Essa é a geometria de bloco mais comum nos trabalhos relacionados ao tema.

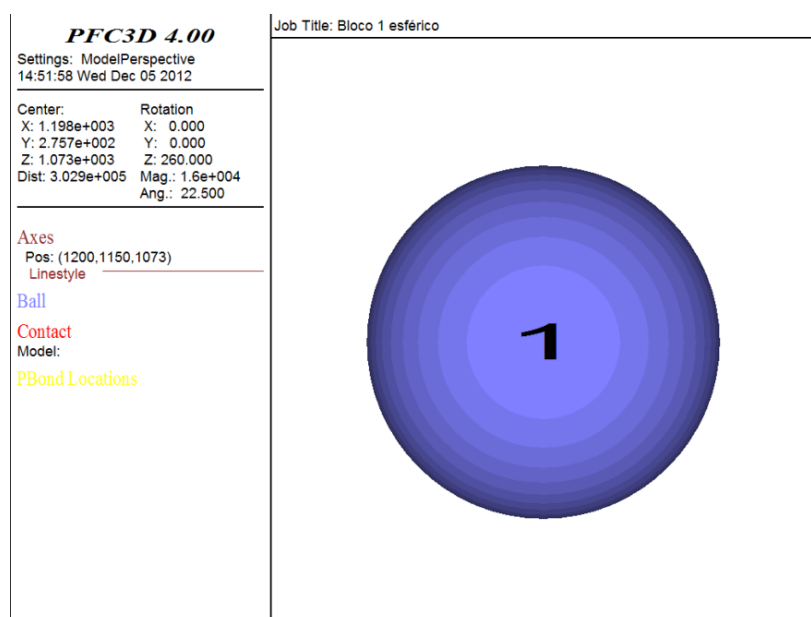


Figura 119 – Bloco um esférico.

As coordenadas do centro da esfera, em UTM, foram determinadas na fotografia aérea georreferenciada no programa ArcGis 10 (Quadro 12), onde também foram medidas as dimensões de cada bloco nas posições horizontal e vertical. A metade da média resultante desses dois valores corresponde ao raio da esfera, a partir do qual foi calculado o volume aproximado de cada bloco, cujos resultados estão dispostos no quadro 13.

Quadro 12 – Coordenadas do centro das esferas dos doze blocos.

Nº do bloco	Coordenadas do centro da esfera (UTM)		
	X	Y	Z
1	692086,10	7515255,79	1076,64
2	692092,14	7515258,23	1075,58
3	692188,79	7515135,76	1139,60
4	692217,99	7515250,27	1088,76
5	692210,85	7515095,16	1159,72
6	692230,95	7515116,20	1156,19
7	692234,74	7515256,14	1086,99
8	692249,80	7515118,18	1158,37
9	692259,66	7515112,16	1161,73
10	692274,65	7515113,68	1162,37
11	692292,02	7515208,47	1123,28
12	692294,25	7515256,81	1097,78

Quadro 13 – Diâmetros, raios e volumes dos doze blocos seleccionados.

Nº do bloco	Diâmetro (m)			Raio (m)	Volume aproximado (m ³)
	Horizontal	Vertical	Médio		
1	3,9	5,7	4,8	2,40	57,5
2	5,5	5,3	5,4	2,69	81,1
3	11,4	12,4	11,9	5,96	885,7
4	5,6	5,7	5,7	2,83	94,4
5	25,2	23,8	24,5	12,26	7709,5
6	23,3	20,1	21,7	10,85	5350,3
7	8,0	6,1	7,1	3,53	183,5
8	5,2	6,3	5,8	2,88	99,5
9	5,5	8,8	7,2	3,58	191,4
10	4,7	9,2	7,0	3,48	175,8
11	11,1	10,4	10,8	5,38	650,5
12	4,0	9,9	7,0	3,48	175,8

A forma octaédrica foi a segunda assumida pelos blocos (Figura 120). Nesse caso os blocos foram divididos em seis esferas, resultado num empacotamento octaédrico. Com isso os blocos não possuíam os vértices pontiagudos de um octaedro, mas sim arredondados. Para a confecção das seis esferas que compõem o bloco idealizado dessa maneira, tomou-se o volume da esfera única do formato anterior como balizamento para a determinação do raio das novas esferas (Quadro 12). Sabendo que o octaedro possui volume igual a $V =$

$0,4714 a^3$, onde a é a aresta do octaedro a ser criado e substituindo V pelo volume da esfera única, o raio das seis esferas (r) foi calculado segundo a equação 108.

$$r = 0,25 a \quad (108)$$

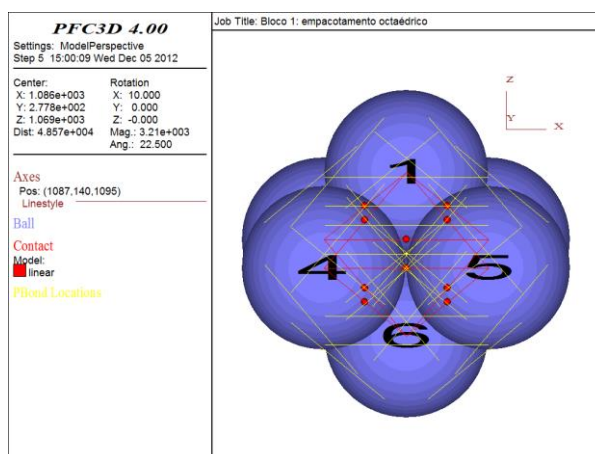


Figura 120 – Bloco um: empacotamento octaédrico.

As coordenadas do centro de cada uma das seis esferas do empacotamento octaédrico foram calculadas segundo as equações presentes no quadro 14, tendo como base as coordenadas da esfera única (x_0 , y_0 e z_0) e o raio das novas esferas (r).

Quadro 14 – Coordenadas dos centros das seis esferas que compõem o empacotamento octaédrico.

Esferas	Coordenada x	Coordenada y	Coordenada z
1	$x = x_0$	$y = y_0$	$z = z_0 + r$
2	$x = x_0 - r$	$y = y_0 + r$	$z = z_0$
3	$x = x_0 + r$	$y = y_0 + r$	$z = z_0$
4	$x = x_0 - r$	$y = y_0 - r$	$z = z_0$
5	$x = x_0 + r$	$y = y_0 - r$	$z = z_0$
6	$x = x_0$	$y = y_0$	$z = z_0 - r$

A terceira geometria imposta aos blocos foi aquela que se aproximou mais do formato real dos blocos. Essa aproximação foi feita segundo a identificação e delimitação dos blocos na fotografia da frente da encosta (Figura 121) e na fotografia aérea (Figura 122).

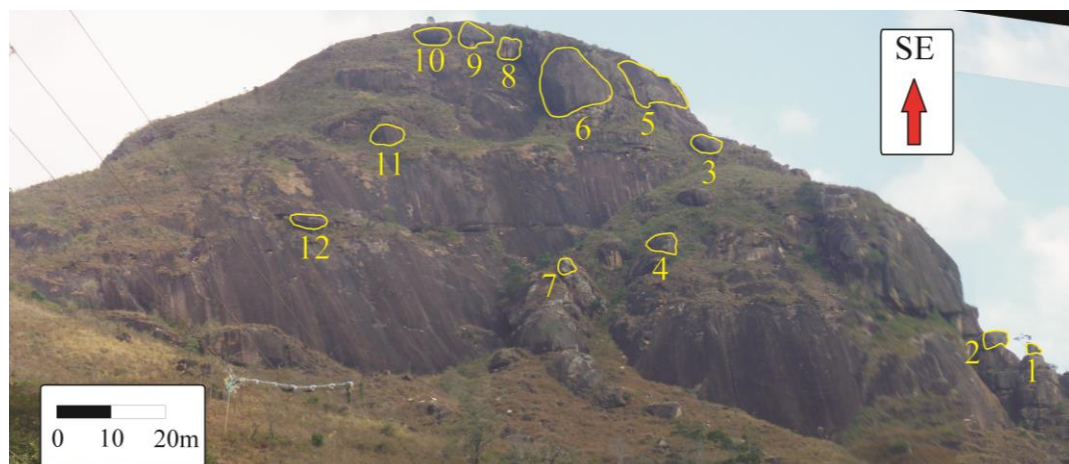


Figura 121 – Visão frontal dos doze blocos selecionados para as simulações no PFC-3D.

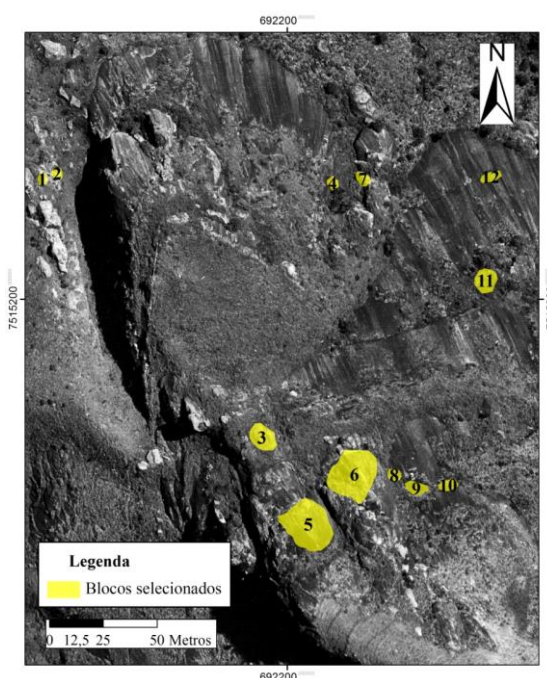


Figura 122 – Visão aérea dos doze blocos selecionados para as simulações no PFC-3D.

Posteriormente eles foram divididos em esferas de igual raio, tendo em vista a adequação ao volume e geometria de cada um dos blocos. A figura 123 mostra um dos blocos gerados segundo essa metodologia. Para que não ocorresse a alteração de volume, os raios e o número de esferas adotados em cada bloco foram especificados de tal forma a manter o mais próximo possível o volume adotado para as outras geometrias. O quadro 15 mostra esses dados, onde também se encontra a pequena diferença de volume em relação aos outros formatos. Ainda assim, a maior diferença de volume existente (0,54%) ficou muito pequena.

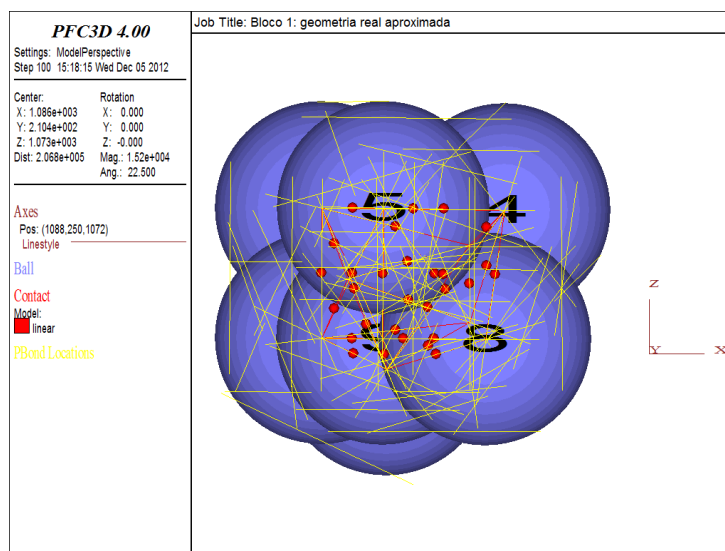


Figura 123 – Bloco um: geometria real aproximada.

Quadro 15 – Diferença de volume entre os blocos de geometria reais e os esféricos.

Bloco	Geometria Real Aproximada		Volume (m ³)			Diferença de Volume (%)
	Raio das esferas	Número de esferas	Geometria Real Aproximada	Formato esférico	Diferença	
1	1,11	10	57,3	57,5	-0,3	-0,45
2	1,09	15	81,4	81,1	0,3	0,35
3	2,60	12	883,5	885,7	-2,2	-0,25
4	1,31	10	94,2	94,4	-0,3	-0,29
5	6,41	7	7722,6	7709,5	13,0	0,17
6	5,04	10	5362,7	5350,3	12,4	0,23
7	1,28	21	184,5	183,5	1,0	0,54
8	1,38	9	99,1	99,5	-0,5	-0,47
9	1,52	13	191,2	191,4	-0,2	-0,08
10	1,56	11	174,9	175,8	-0,8	-0,48
11	2,69	8	652,3	650,5	1,8	0,28
12	1,91	6	175,1	175,8	-0,7	-0,37

As coordenadas de latitude e longitude dos centros das esferas que compõem os blocos com geometrias reais aproximadas foram determinadas com auxílio do programa *ArcGis* 10.0. Porém, a coordenada correspondente à altitude de cada esfera foi encontrada no PFC-3D a partir de gráfico de variação da altitude em relação ao número de ciclos resultante de uma simulação inicial.

A porção inicial da curva desse gráfico permite determinar o valor da altitude inicial do bloco, correspondente ao primeiro ponto de impacto (Figura 124). Esse dado balizou a

determinação da altitude das esferas já que a coordenada z a ser utilizada é a do momento anterior ao primeiro impacto do bloco com a superfície. Esse cuidado foi tomado para evitar com que o bloco contenha uma posição inicial incorreta, eliminando assim uma queda livre artificial.

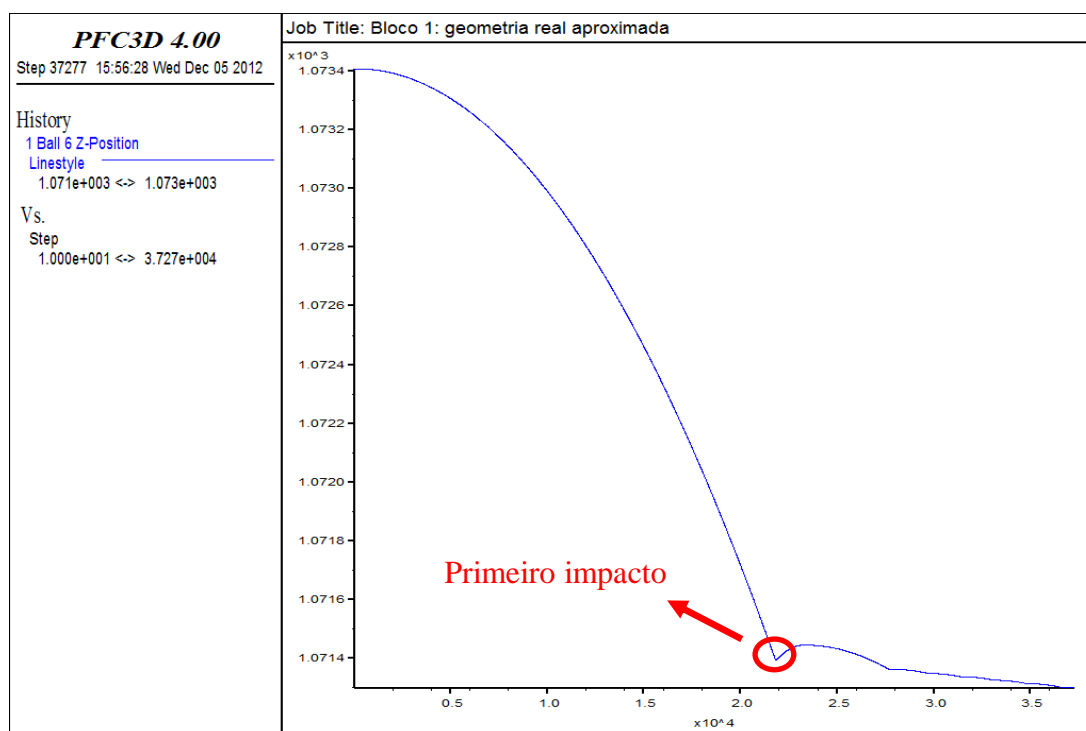


Figura 124 – Gráfico para o ajuste da altitude do bloco um.

Dessa forma, essa discretização tridimensional dos blocos correspondeu apenas a uma aproximação da geometria encontrada em campo. Isto porque há o fato de que uma porção da superfície dos blocos, tanto aqueles que podem vir a constituir uma queda de blocos primária como secundária, não ser visível. Os primeiros porque estão ainda unidos ao maciço rochoso e os segundos porque suas bases se encontram parcialmente enterrados no solo.

A topografia da região foi discretizada através de paredes. Para isso as coordenadas (latitude, longitude e altitude) correspondentes aos vértices da malha quadrada criada no *ArcGis* foram organizadas para a formação de paredes triangulares, conforme se observa na figura 125. As coordenadas de cada um dos três vértices que compõem o triângulo foram ordenadas em sentido anti-horário, regra obrigatória para que a parede se torne ativa, isto é, interaja com o bloco durante a simulação.

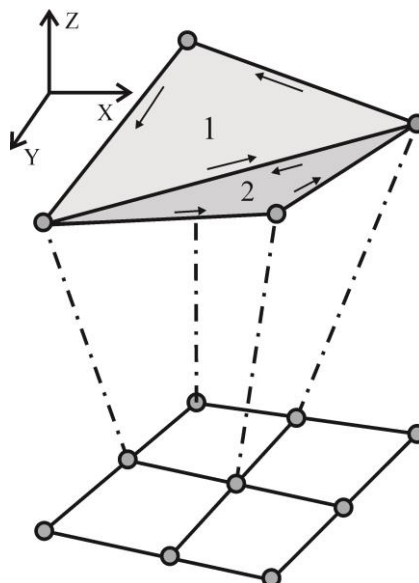


Figura 125 – Paredes triangulares obtidas a partir da malha quadrada de pontos.

O relevo da área de estudo foi construído com 10.624 paredes ativas. De acordo com o mapeamento geotécnico, essas paredes foram então individualizadas nas três unidades geotécnicas encontradas em campo (Figura 126). Com isso, das 10.624 paredes criadas, 694 formam a unidade gnaiss (representada pela cor vermelha), 1.613 representam a unidade colúvio/depósito de tálus (representada pela cor amarela) e 8.317 paredes compõem a unidade solo residual, que cobre a maior parte da área de estudo (representada pela cor verde).

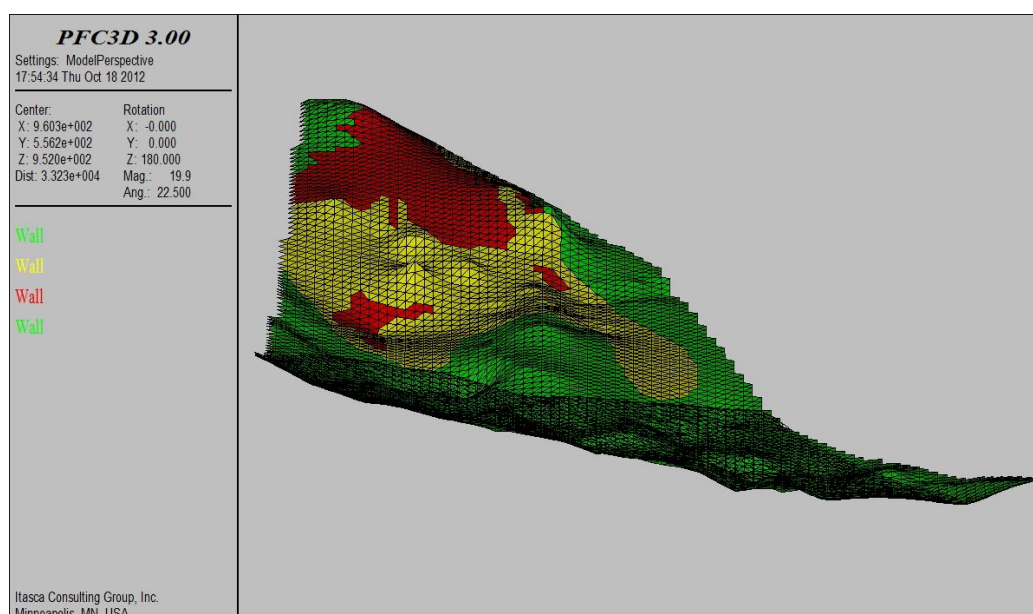


Figura 126 – Topografia do terreno criada no PFC-3D com as paredes triangulares.

O segundo passo para a construção do modelo consiste na quantificação dos parâmetros físicos das partículas, dos contatos entre elas e da interação destas com as paredes. No caso das esferas que compõem os blocos rochosos, foi necessária a definição da massa específica da rocha e do coeficiente de atrito. Coeficiente de atrito é o parâmetro físico atribuído à parede. Nos contatos foram estabelecidos valores de rigidez normal e cisalhante, dos contatos de ligação normal e paralela e os amortecimentos.

O coeficiente de atrito e a massa específica dos materiais componentes dos materiais geológicos que compõem as três unidades geotécnicas foram mantidas constantes em todos os modelos. Já os amortecimentos e rigidezes foram alterados nos modelos segundo seus valores máximos e mínimos calculados. O amortecimento local foi desabilitado durante as simulações.

O quadro 16 mostra de forma esquemática como esses parâmetros foram obtidos. Como se nota, alguns foram encontrados indiretamente a partir da determinação de outros parâmetros em ensaios descritos anteriormente. Outros foram estabelecidos a partir de dados e relações existentes na literatura científica.

É importante observar que as rigidezes normal e cisalhante do colúvio/depósito de tálus foram determinadas, respectivamente, através da média das rigidezes normal e cisalhante do gnaiss e do solo residual. Esse critério foi adotado tendo em vista que não foi encontrado na literatura dados de coeficiente de Poisson e módulo de Young referentes a esse material geológico.

Quadro 16 – Modos de determinação dos parâmetros da modelagem.

Parâmetro do Modelo	Parâmetro(s) Necessário(s)	Modo de determinação
Massa Específica da rocha	-	Ensaio de absorção d'água
Rigidez normal do gnaiss	E, ν	Ensaio de compressão simples
	Raio do bloco	Fotografia aérea dos blocos
	Profundidade de indentação	Estimativa
	Mecânica do contato	
Rigidez normal do solo	E	Ensaio triaxial do tipo UU
	ν	Bibliografia

	Raio do bloco	Fotografia aérea dos blocos
	Profundidade de indentação	Estimativa
	Mecânica do contato	
Rigidez normal e cisalhante do depósito de tálus/colúvio	-	Média das rigidezes de gnaisse e solo residual
Rigidezes cisalhantes do gnaisse e do solo residual	κ	Cálculo
Amortecimento	e	Bibliografia
Coefficiente de atrito do solo	-	Ensaio de cisalhamento direto
Coefficiente de atrito do colúvio/depósito de tálus	-	Bibliografia
Coefficiente de atrito da rocha	-	<i>Tilt</i> teste

Quando os diferentes valores de amortecimento correspondentes a cada unidade geotécnica foram introduzidos no PFC-3D, o programa reconheceu apenas um único amortecimento para todas as paredes.

Dessa forma, foi necessário implementar este parâmetro no modelo através da linguagem *fish*. A linguagem *fish* é uma linguagem de programação embutida no PFC-3D que permite ao usuário definir novas variáveis e funções. Estas funções podem ser usadas para estender a utilidade PFC-3D ou adicionar características definidas pelo usuário. Por isso, o *fish* é um "compilador" e não um "intérprete".

Para se comprovar a diferenciação das paredes no que toca ao amortecimento após a introdução da linguagem *fish*, um simples experimento foi realizado no PFC-3D. O objetivo da simulação no programa era verificar se realmente os diferentes valores de amortecimento surtiam algum efeito no comportamento de um bloco.

O experimento consistiu na queda de três esferas iguais caindo de uma mesma altura e se chocando com três paredes (como mostrado na figura 127) cujos valores de amortecimento eram 0,01, 0,2 e 0,4. O resultado esperado era que essas circunferências retornassem com

alturas diferentes, o que realmente ocorreu (Figura 128). Logo tal correção foi imposta ao programa com sucesso durante as simulações.

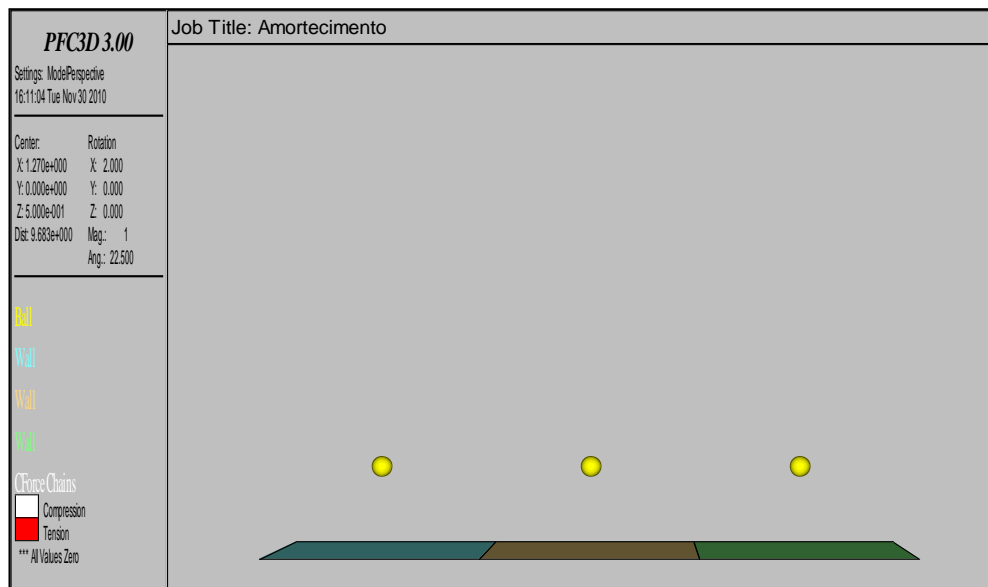


Figura 127 – Condição inicial do experimento. Amortecimentos (da esquerda para a direita): 0,01; 0,2 e 0,4.

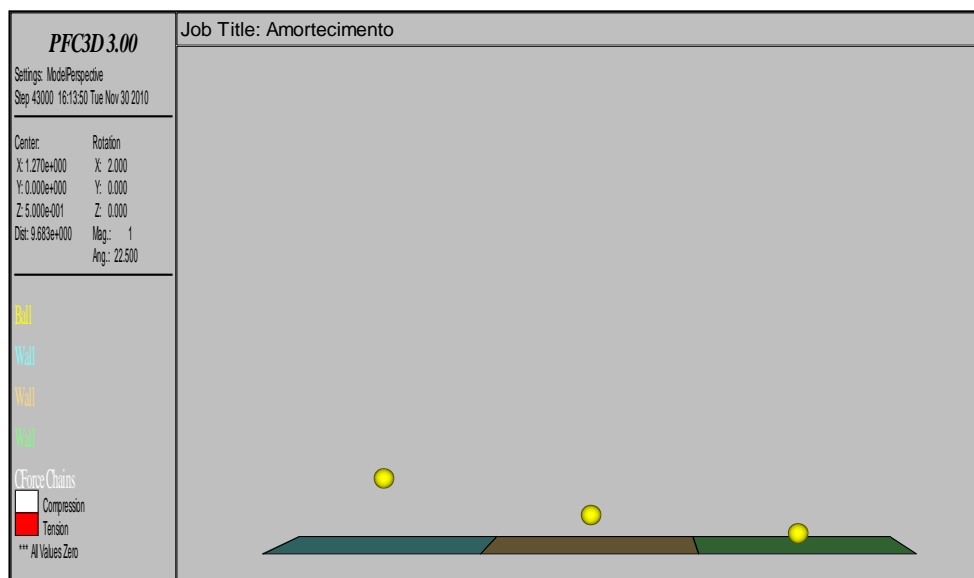


Figura 128 – Condição final do experimento com paredes contendo diferentes amortecimentos. Amortecimentos (da esquerda para a direita): 0,01; 0,2 e 0,4.

A linguagem *fish* também foi utilizada para desenvolver a rotina para a verificação do funcionamento da rigidez nas simulações. Para isso, foi realizado experimento semelhante ao

descrito anteriormente. Mas nesse caso cada uma das três paredes possuíam rigidezes de 10^9 , 10^5 e 10 N/m.

Após um período de tempo, verificou-se a inexistência de contato entre a esfera e a superfície mais rígida, enquanto na superfície de rigidez intermediária a esfera ainda mantinha contato (Figura 129). Por fim, na terceira parede, de rigidez 10 N/m, a esfera conseguiu “perfurar” a parede.

Os diferentes comportamentos apresentados pelas esferas após a interação com as paredes permitem afirmar que a alteração da rigidez através da linguagem *fish* foi realizada com sucesso. Dessa forma, mais uma vez, tal alteração foi incluída nas simulações.

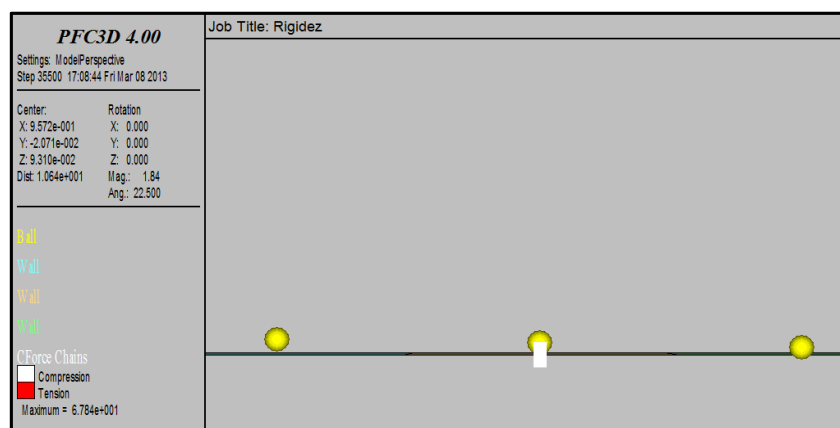


Figura 129 – Condição final do experimento com paredes contendo diferentes rigidezes. Rigidezes (da esquerda para a direita): 10^9 , 10^5 e 10 N/m.

Dentro do modelo constitutivo dos contatos, os modelos de ligação e de rigidez foram selecionados e aplicados na modelagem. O uso do modelo de ligação justifica-se pelo fato de que as simulações foram reproduzidas sem que ocorresse a separação entre as esferas. Já o modelo de rigidez linear foi escolhido em detrimento do modelo de Hertz-Midlin, pois este não é compatível nas simulações onde há ligação entre duas ou mais partículas e também por considerar a rigidez constante no modelo.

O modelo de ligação é formado por dois tipos de ligação: as ligações de contato e paralela. As referidas ligações estiveram ativas durante todo o processo de modelagem. Por esse motivo o modelo de deslizamento no contato entre as esferas permaneceu inativo.

Na figura 130 são identificadas cinco esferas interligadas pelas ligações de contato e paralela, que estão respectivamente representadas por segmentos de retas vermelhos e amarelos.

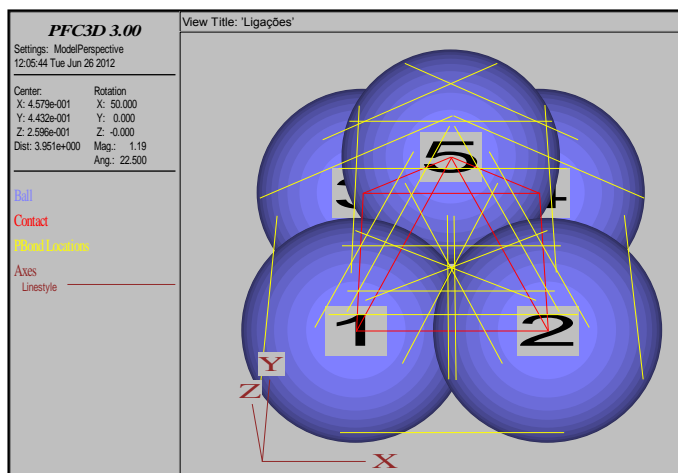


Figura 130 – Visualização das ligações normais e paralelas entre as esferas no PFC-3D.

Para evitar a quebra das ligações foi necessária a imposição de uma elevada resistência à tração entre as partículas de forma que elas se mantivessem unidas. Desse modo as esferas permaneceram ligadas entre si ao longo de toda a simulação. Para tal propósito, a tensão de 10^9 N/m foi usada nas ligações normais e paralelas.

O terceiro e passo é a indicação das condições iniciais do modelo. Para isso foram inseridos os seguintes valores no modelo:

- Velocidade inicial do bloco rochoso: 0m/seg.;
- Velocidade angular inicial: 0 rad/s;
- Gravidade: 9,81 m/s².

8.6. Comparação dos resultados do PFC-3D com os obtidos no *RocFall*

Para a comparação dos resultados entre os programas PFC-3D e *RocFall* foram criados modelos mais simples. Os modelos tridimensionais foram baseados naqueles apresentados por Agliardi e Crosta (2004).

Segundo Stevens (1998) o modelo criado no *RocFall* despreza os efeitos de forma, tamanho e o momento angular do bloco de rocha, fatores esses que são considerados por um modelo criado no PFC-3D. No caso do PFC-3D, Preh e Poisel (2008) afirmam que o programa pode superestimar os alcances dos blocos, pois a resistência ao rolamento não seria considerada de maneira adequada pelo programa. Esses autores propõem que essa resistência

ao rolamento poderia ser imposta ao programa com a alteração da velocidade angular em cada ciclo de cálculo.

No PFC-3D a topografia foi representada por dois planos de 500m x 500m e o bloco por uma esfera. O primeiro plano era formado por duas paredes e apresentava inclinações de 30° e 45°. Nessas paredes foram inseridos valores de rigidez, amortecimento e coeficiente de atrito calculados para um plano constituído de rocha. Já o segundo plano, também formado por duas paredes, era horizontal e continha valores de rigidez, coeficiente de atrito e amortecimento do solo residual. Os blocos esféricos tinham volumes de 50 m³, 200 m³, 800 m³ e 3200 m³, estando sempre posicionados na porção superior do plano inclinado (Figura 131). As simulações foram realizadas sem a alteração da velocidade angular e com velocidade angular nula.

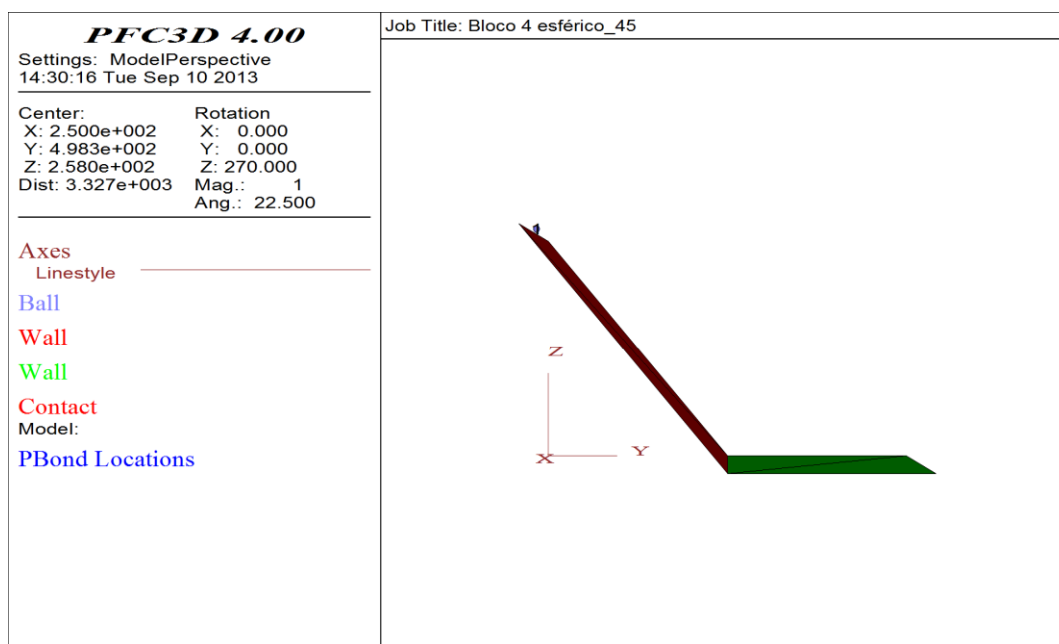


Figura 131 – Visualização do modelo criado no PFC-3D.

No *RocFall* foram usadas as mesmas condições iniciais da modelagem no PFC 3-D. Entretanto, já que se trata de um programa que realiza simulações bidimensionais, os planos foram representados por retas. Além disso, nesse programa não há a indicação da rigidez e do amortecimento da superfície. Foram inseridos nesse programa os coeficientes de restituição e ângulos de atrito da rocha e do solo residual.

8.7. Análise e apresentação dos resultados

Nos resultados das simulações contendo blocos esféricos os dados foram exportados a cada 10 ciclos, enquanto nos outros casos esses dados foram exportados a cada 100 ciclos. Esse procedimento diferenciado foi adotado para evitar o excesso de dados nos arquivos de saída e também para agilizar o processo de simulação no PFC-3D.

Esses dados foram importados e organizados no programa Excel, onde foi calculada a distância da posição do bloco em relação à sua posição inicial para cada ciclo registrado. Para isso, a equação 109, que descreve a distância de um ponto a outro no espaço, foi utilizada. Então o valor máximo obtido nesses cálculos foi selecionado como sendo o representante do alcance do bloco.

$$d = \sqrt{(x_i - x_0)^2 + (y_i - y_0)^2 + (z_i - z_0)^2} \quad (109)$$

Onde: d é a distância de um ponto a outro no espaço;

x_i é a coordenada x do centro do bloco no ciclo i ;

x_0 é a coordenada x do centro do bloco em sua posição inicial;

y_i é a coordenada y do centro do bloco no ciclo i ;

y_0 é a coordenada y do centro do bloco em sua posição inicial;

z_i é a coordenada z do centro do bloco no ciclo i ; e

z_0 é a coordenada z do centro do bloco em sua posição inicial.

O conjunto de coordenadas dos arquivos resultantes das simulações permitiu a representação da trajetória e do alcance dos blocos, além do zoneamento da região suscetível à queda de blocos tanto em duas (*ArcGis 10*) como em três dimensões (*ArcScene 10*). Essa área suscetível à ocorrência de queda de blocos foi delimitada e calculada para cada formato de blocos. Então foi contabilizado o número de edificações construídas até o ano de 2011 situadas nessas áreas. No *ArcScene 10* também foi possível identificar os modos de movimentação assumidos pelos blocos.

Além disso, os dados possibilitaram a análise da sensibilidade do alcance em relação a outras variáveis. Todos esses resultados se encontram no próximo capítulo.

9. RESULTADOS

Durante a pesquisa bibliográfica foram obtidos valores de alguns parâmetros necessários para a simulação. Um deles foi o coeficiente e Poisson do solo adotado no cálculo da rigidez. Segundo Alramahi *et al.* (2010) essa faixa está entre 0,17 e 0,22, conforme visto no capítulo sobre solos não saturados.

Outro dado adquirido nessa etapa foi o coeficiente de atrito do colúvio/depósito de tálus, cuja variação situa-se na faixa de 0,50 a 0,60 conforme as diferentes fontes bibliográficas presentes no quadro 17.

Quadro 17 – Coeficientes de atrito do colúvio/depósito de tálus e suas respectivas fontes bibliográficas.

Coeficiente de atrito	Fonte Bibliográfica
0,50	Giani <i>et al.</i> (2004)
0,55	Agliardi e Crosta (2003)
0,60	Frattini <i>et al.</i> (2008)
0,60	Dorren e Seijmonsbergen (2003)

Também foram recolhidos diferentes valores de coeficientes de restituição (Quadro 18). Não há uma descrição detalhada sobre a forma de obtenção desses valores. O que há, muitas vezes, é a atribuição estimada de uma faixa de valores de restituição para cada material.

Quadro 18 – Coeficientes de restituição retirados da literatura (e_n = Coeficiente de restituição normal; e_t = Coeficiente de restituição tangencial).

SUPERFÍCIE ROCHOSA						Descrição e/ou Fonte Bibliográfica
e_n			e_t			
Mínimo	Médio	Máximo	Mínimo	Médio	Máximo	
0,33		0,37	0,83		0,87	Pfeiffer e Higgens (1990, <i>apud</i> Manual do usuário de <i>Isomap & Rotomap</i>)
	0,53			0,99		Hoek (1987, <i>apud</i> Manual do usuário de <i>RocFall</i>)
	0,35			0,85		Rocha com grandes blocos / (Manual do usuário de <i>RocFall</i>)
	0,35			0,85		(Manual do usuário de <i>RocFall</i>)
0,31		0,39	0,81		0,89	(Manual do usuário de <i>RocFall</i>)

	0,35			0,85		(Manual do usuário de <i>RocFall</i>)
	0,70			0,85		Giani <i>et al.</i> (2004)
0,31	0,35	0,39	0,81	0,85	0,89	Schweigl <i>et al.</i> (2003)
	0,40			0,85		Rocha pouco alterada (Rammer <i>et al.</i> ,2010)
	0,40			0,90		Rocha sem alteração (Rammer <i>et al.</i> ,2010)
	0,50			0,95		Giani (1992)
	0,50			0,91		Chau <i>et al.</i> (1998)
	0,45			0,95		Dorren e Seijmonsbergen (2003)
0,37		0,42	0,87		0,92	Pfeiffer e Higgins (1990, <i>apud</i> Manual do usuário de <i>RocFall</i>)
COLÚVIO/ DEPÓSITO DE TÁLUS						
<i>e_n</i>			<i>e_t</i>			Descrição e/ou Fonte Bibliográfica
Mínimo	Médio	Máximo	Mínimo	Médio	Máximo	
0,30		0,33	0,82		0,85	Pfeiffer e Higgins (1990, <i>apud</i> Manual do usuário de <i>Isomap</i> e <i>Rotomap</i>)
0,30		0,33	0,83		0,87	Depósito de Tálus com pouca vegetação/ Pfeiffer e Bowen (1989, <i>apud</i> Manual do usuário de <i>Isomap</i> e <i>Rotomap</i>)
0,30		0,33	0,80		0,83	Depósito de Talus com alguma vegetação/ Pfeiffer e Bowen (1989, <i>apud</i> Manual do usuário de <i>Isomap</i> & <i>Rotomap</i>)
0,28		0,36	0,78		0,86	Manual do usuário de <i>RocFall</i>
0,28		0,36	0,76		0,84	Depósito de Talus com vegetação (Manual do usuário de <i>RocFall</i>)
	0,32			0,82		Hoek (1987, <i>apud</i> Manual do usuário de <i>RocFall</i>)
	0,32			0,80		Hoek (1987, <i>apud</i> Manual do usuário de <i>RocFall</i>)
	0,32			0,83		Depósito de Talus com vegetação (Manual do usuário de <i>RocFall</i>)
	0,50			0,80		Giani <i>et al.</i> (2004)
0,28	0,32	0,36	0,76	0,80	0,84	Depósito de Talus com vegetação/ Schweigl <i>et al.</i> (2003)
0,28	0,32	0,36	0,78	0,82	0,86	Schweigl <i>et al.</i> (2003)
	0,30			0,75		Rammer <i>et al.</i> (2010)
	0,32			0,88		Dorren e Seijmonsbergen (2003)
	0,35			0,85		Giani (1992)
0,31	0,35	0,37	0,71	0,75	0,79	Agliardi e Crosta (2003)
	0,30			0,60		Frattini <i>et al.</i> (2008)
	0,30			0,80		Antoniou e Lekkas (2010)

SOLO						
e_n			e_t			Descrição e/ou Fonte Bibliográfica
Mínimo	Médio	Máximo	Mínimo	Médio	Máximo	
	0,25			0,55		Solo coberto por vegetação (Giani, 1992)
	0,50			0,70		Solo usado como pastagem (Frattini <i>et al.</i> , 2008)
	0,40			0,57		Chau <i>et al.</i> (1998)
	0,30			0,75		Solo sem árvores (Rammer <i>et al.</i> , 2010)
	0,35			0,80		Solo usado como pastagem (Rammer <i>et al.</i> , 2010)
	0,30			0,80		Hoek (1987, <i>apud</i> Manual do usuário de <i>RocFall</i>)
0,28		0,30	0,78		0,82	Pfeiffer e Higgins (1990, <i>apud</i> Manual do usuário de <i>RocFall</i>)
0,28		0,32	0,80		0,83	Pfeiffer e Higgins (1990, <i>apud</i> Manual do usuário de <i>Isomap e Rotomap</i>)

Os valores do quadro 18 foram fundamentais na determinação do amortecimento de cada unidade geotécnica mapeada na área de estudo. Para isso foram selecionados os valores extremos de coeficiente de restituição normal e tangencial das três unidades geotécnicas (Quadro 19).

Quadro 19 – Coeficientes de restituição selecionados para a modelagem.

UNIDADE	Mínimo		Máximo	
	e_n	e_t	e_n	e_t
Superfície rochosa	0,31	0,81	0,70	0,99
Colúvio/ Depósito de tálus	0,28	0,71	0,50	0,88
Solo	0,25	0,50	0,55	0,83

A ondulação geoidal foi calculada pela média de alguns dos pontos de coleta de campo. A Tabela 5 mostra as coordenadas desses pontos, que foram selecionados de acordo com sua posição geográfica na área de estudo.

O resultado da média da Ondulação Geoidal foi de -4,61, sendo esse valor usado para transformar a Altitude Geométrica em Altitude Ortométrica. Nesse caso, foram adicionados 4,61 m a todos os dados antes de serem importados para o *ArcGis*.

Tabela 5 – Cálculo da ondulação geoidal para os pontos selecionados.

Ponto	Latitude (Grau Decimal)	Longitude (Grau Decimal)	Ondulação Geoidal (m)
GLOR	-22,457	-43,133	-4,62
CN_1055	-22,455	-43,131	-4,60
CS_305	-22,457	-43,130	-4,62
CE_354	-22,456	-43,130	-4,61
CW_1075	-22,455	-43,131	-4,60
CRN_2540	-22,452	-43,133	-4,59
CRS_2383	-22,455	-43,132	-4,60
CRE_2049	-22,453	-43,131	-4,59
CRW_2173	-22,454	-43,133	-4,60
SC_001	-22,457	-43,133	-4,62
SC_00H	-22,457	-43,133	-4,62
MÉDIA			-4,61

Com o mapeamento geotécnico realizado no Bairro da Glória foram identificadas e delimitadas três unidades na região, a saber:

- Afloramentos rochosos compostos de gnaiss;
- Colúvio/ Depósito de Tálus;
- Solo residual.

O Apêndice C mostra o resultado final desse mapeamento geotécnico onde é possível observar a distribuição espacial das três unidades geotécnicas. O solo residual ocupa cerca de 3/4 da área de estudo, conforme se vê na tabela 6, recobrando a totalidade da porção menos íngreme do terreno.

Tabela 6 – Proporção das unidades geotécnicas na área de estudo.

Unidade geotécnica	Área (m ²)	Área (%)
Solo residual	396.170	73,5
Colúvio/ Depósito de Tálus	95.209	17,7
Gnaiss	47.336	8,8
<i>TOTAL</i>	<i>538.715</i>	<i>100,0</i>

No campo, foi averiguado que o número de construções identificadas na fotografia aérea de 1999 estava defasado. Por isso foi necessária a atualização e representação das novas construções através da fotografia aérea da região no ano de 2010 (Anexo C). Cento e setenta e uma novas construções foram erguidas entre os anos de 1999 e 2010, sendo estas adicionadas à fotografia aérea (Apêndice D). A maioria dessas novas construções está situada em áreas mais íngremes e constata-se que durante tal período houve um avanço em direção aos divisores e em direção à encosta no qual estão situados os blocos, localizada na parte sudeste da área de estudo. Dessa forma, com o passar dos anos, o problema tende a se agravar com o aumento de novos residentes no bairro.

9.1. Resultados dos ensaios em laboratório

O resultado do solo do ponto 1 da figura 95 se encontra na figura 132, enquanto o resultado referente ao solo coletado no ponto 2 da figura 95 pode ser visto na figura 133. Os ensaios granulométricos dos dois pontos de coleta demonstraram praticamente a mesma distribuição de tamanho dos grãos, onde as partículas mais finas (silte e argila) constituem a maior parte do solo.

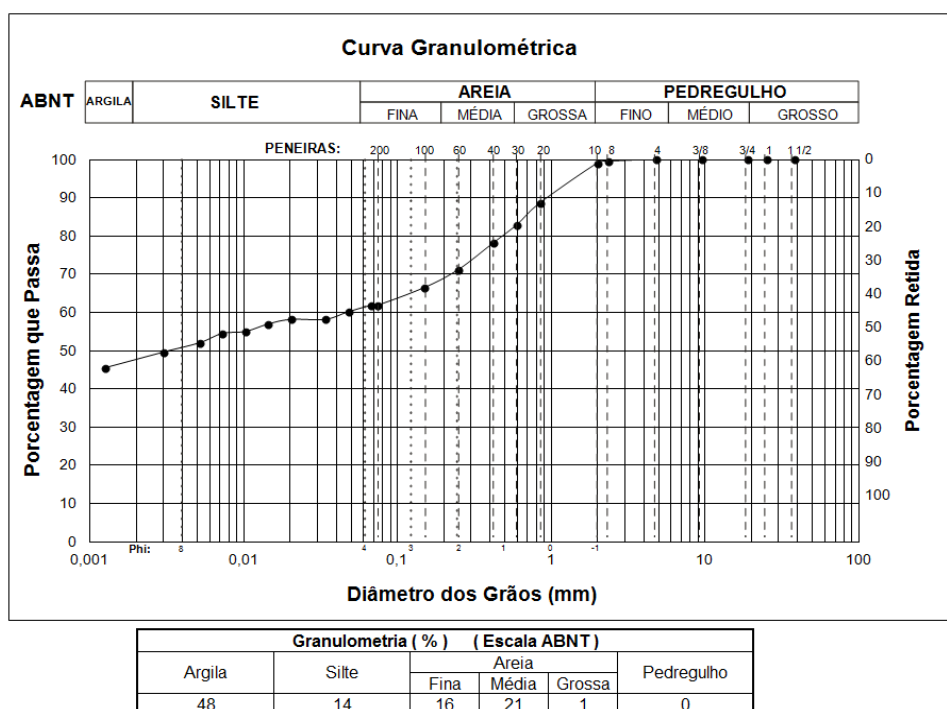


Figura 132 – Composição granulométrica do solo retirado no ponto 1.

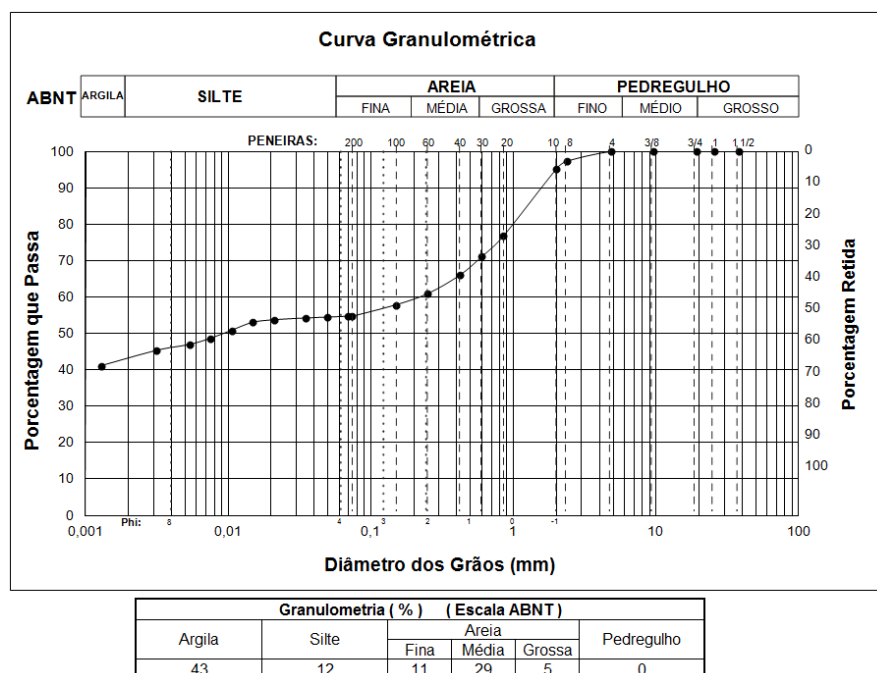


Figura 133 – Composição granulométrica do solo retirado no ponto 2.

Esse resultado semelhante também ocorreu nas classificações dos solos dos dois pontos, feitas de acordo com o Sistema Unificado de Classificação de Solos (SUCS), cujos resultados se encontram na Carta de Plasticidade e apresentada de acordo com a sugestão da norma D 2487/2000 da ASTM. A norma prevê que, quando a porcentagem que passa na peneira número 200 iguala ou ultrapassa o valor de 50%, é necessária a utilização da carta de plasticidade para a classificação dos solos, o que foi o caso nesta pesquisa.

Os limites de liquidez e os índices de plasticidade se posicionaram próximos à linha que divide os campos CH e MH (Figura 134), mas, como a classe granulométrica argila é predominante em relação ao silte, estes solos correspondem a um CH (solo de alta plasticidade).

São solos com argilas inativas e de atividade normal, já que o índice de atividade de Skempton do solo do ponto 1 é de 0,46 e do ponto 2 é de 0,77.

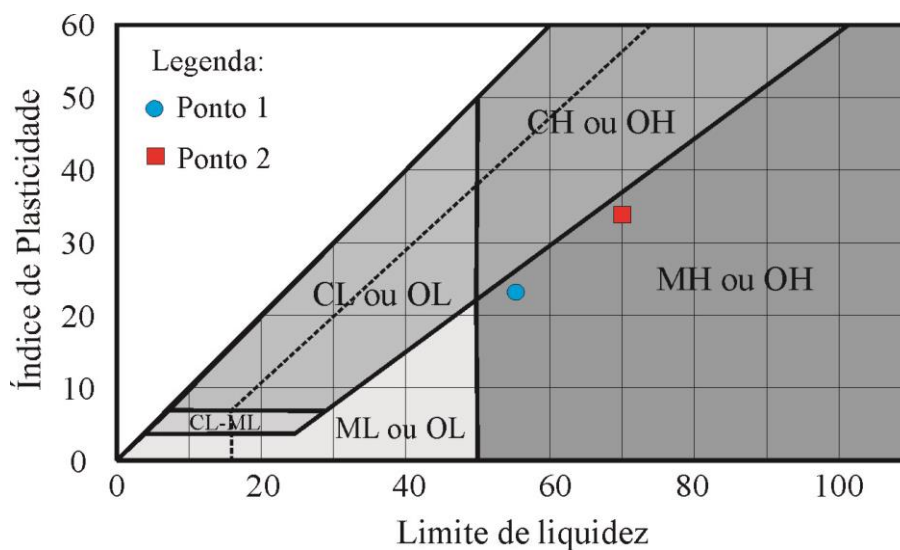


Figura 134 – Carta de plasticidade com os resultados dos solos dos pontos 1 e 2.

A semelhança dos resultados da distribuição granulométrica e dos limites de Atterberg encontrados para os dois pontos amostrados do solo, comprovam o acerto de se considerar que os solos existentes na área de estudo compõem, de fato, apenas uma única unidade geotécnica.

Os difratogramas de raios-x, mostrados nas figuras 135 e 136, acusaram a presença de caulinita, gibbsita e ilita. A caulinita é o argilomineral predominante no solo. Sua abundância é corroborada pelos grandes picos apresentados nos difratogramas das amostras “*in natura*” e glicolada, que ocorrem em valores do ângulo 2θ de aproximadamente 12° ($d \approx 7,2 \text{ \AA}$) e de aproximadamente $24,8^\circ$ ($d \approx 3,58 \text{ \AA}$). Na amostra aquecida a 550° C tais picos desaparecem, pois a caulinita é sensível à temperatura aplicada e perde a sua estrutura.

O segundo mineral mais abundante é a gibbsita, hidróxido de alumínio identificado nos difratogramas pelos picos que ocorrem em valores de ângulo 2θ de aproximadamente $18,2^\circ$ ($d= 4,87 \text{ \AA}$) e de aproximadamente $20,3^\circ$ ($d=4,37 \text{ \AA}$).

Ainda ocorrem traços de ilita no solo, cujo ângulo 2θ ocorre aproximadamente em $8,8^\circ$ ($d=10 \text{ \AA}$). A ilita foi identificada nos difratogramas devido ao pequeno pico existente na amostra aquecida preparada pelo método de gotejamento (Figura 136).

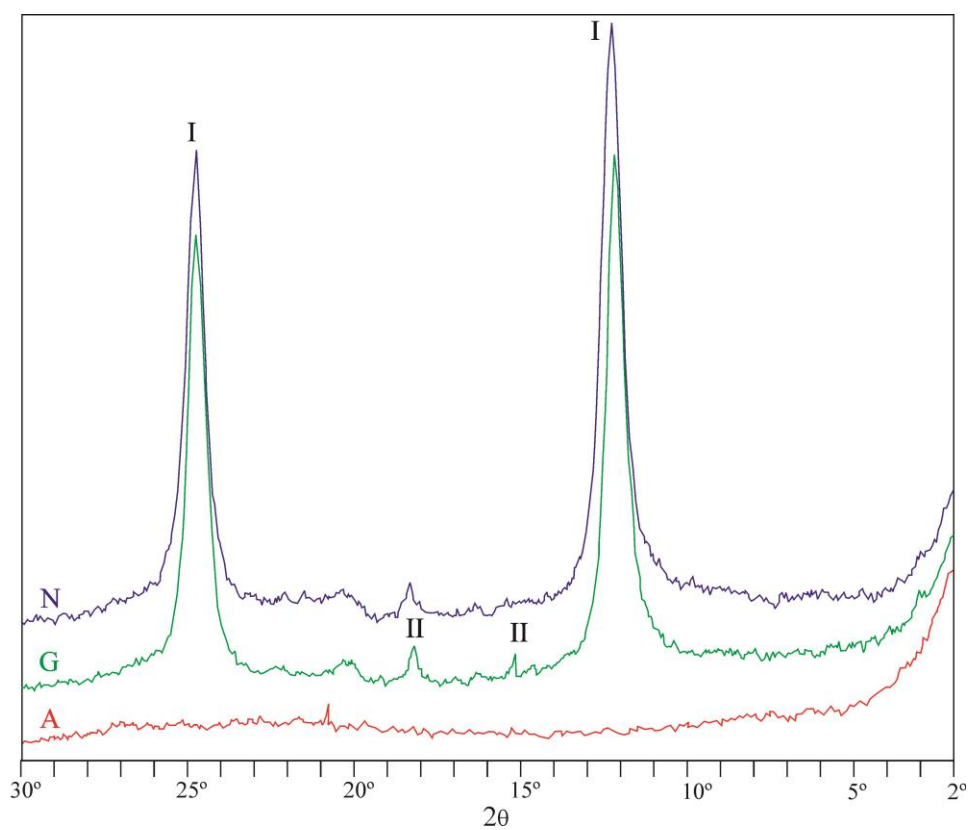


Figura 135 – Difratoograma do solo da área de estudo (método do esfregaço).
 [Amostra: N (*in natura*), G (glicolada) e A (aquecida); I (caulinita), II (gibbsita)]

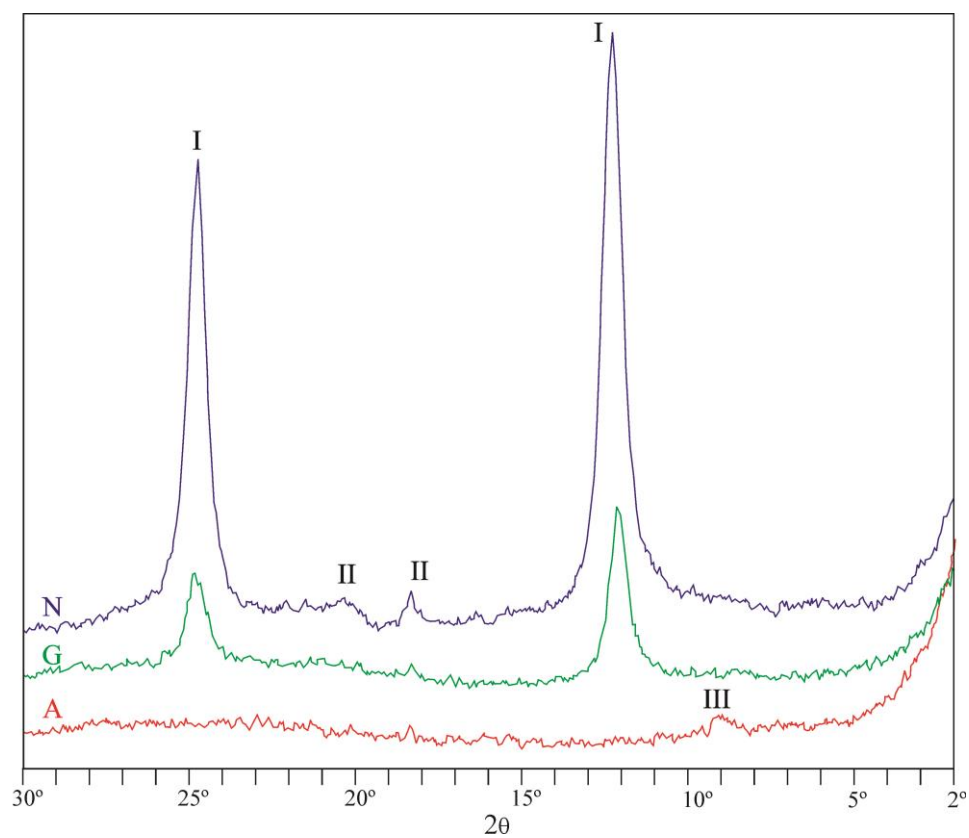


Figura 136 – Difratoograma do solo da área de estudo (método do gotejamento).
 [Amostra: N (*in natura*), G (glicolada) e A (aquecida); I (caulinita), II (gibbsita) e III (ilita)]

Os baixos valores do índice de atividade são influenciados pelos minerais identificados nos difratogramas do solo residual.

As curvas características provenientes do ensaio de sucção são apresentadas de diferentes maneiras devido ao fato de que a variação da sucção matricial pode ser relacionada com três índices físicos: a umidade gravimétrica, a umidade volumétrica e a saturação do solo. Por isso a variação da sucção matricial é apresentada nessa tese relacionada a estes três índices físicos (Figuras 137, 138 e 139). É possível classificar a curva característica como bimodal, pois esta possui dois valores de entrada de ar: o primeiro ocorre quando a sucção matricial é de 8 kPa para a saturação de 89% e o segundo quando a sucção possui cerca de 6000 kPa, correspondente ao grau de saturação de 67%. Além disso, outra característica marcante da curva é a ocorrência do patamar intermediário existente entre os valores aproximados de 30 kPa e 2000 kPa.

A curva bimodal indica que o solo estudado possui um conjunto de macroporos e microporos bem definidos, ou seja, contém tamanho de poros mal graduado. É justamente nos dois valores de entrada de ar que ocorrem a dessaturação dos macroporos e microporos.

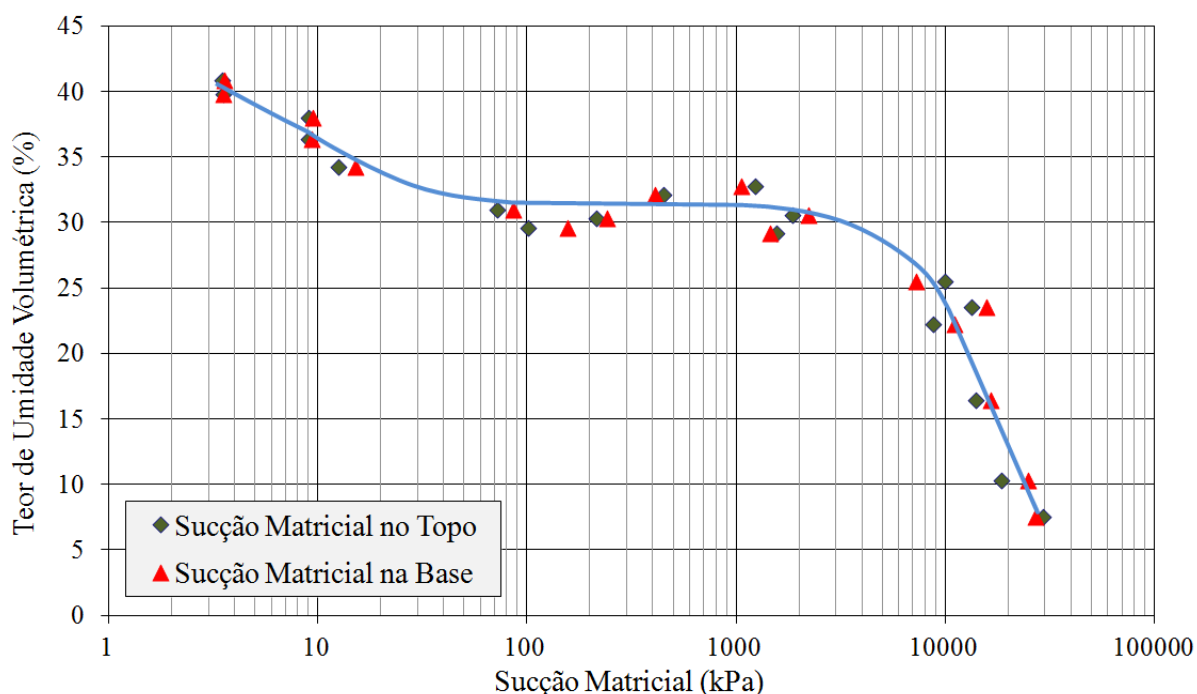


Figura 137 – Curva de retenção de água do solo residual da área de estudo (Sucção matricial x Umidade Volumétrica).

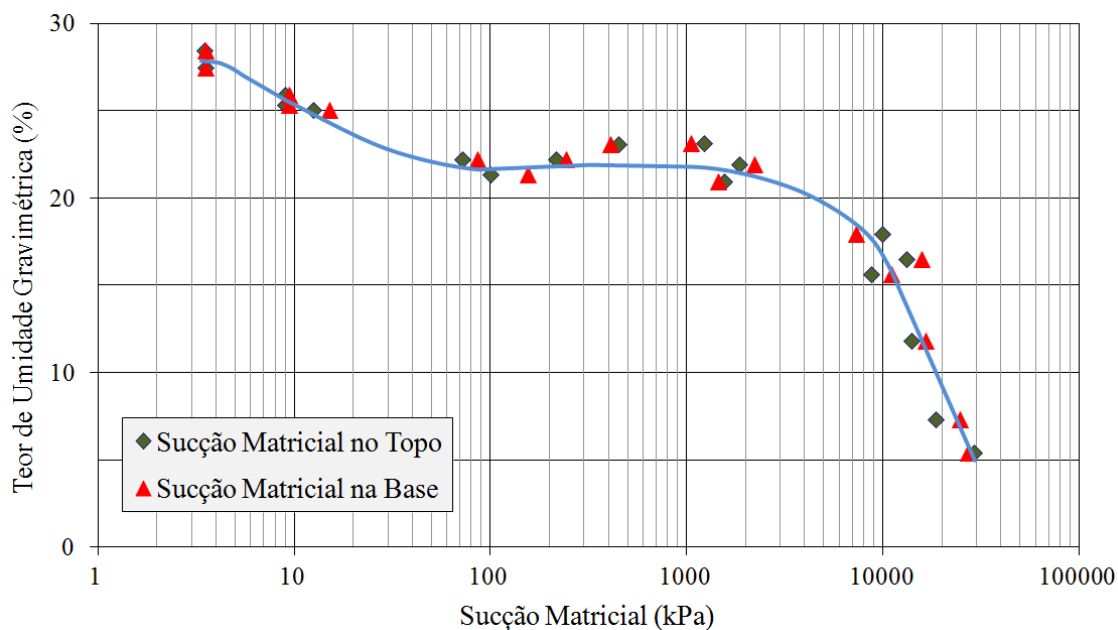


Figura 138 – Curva de retenção de água do solo residual da área de estudo (Sucção matricial x Umidade Gravimétrica).

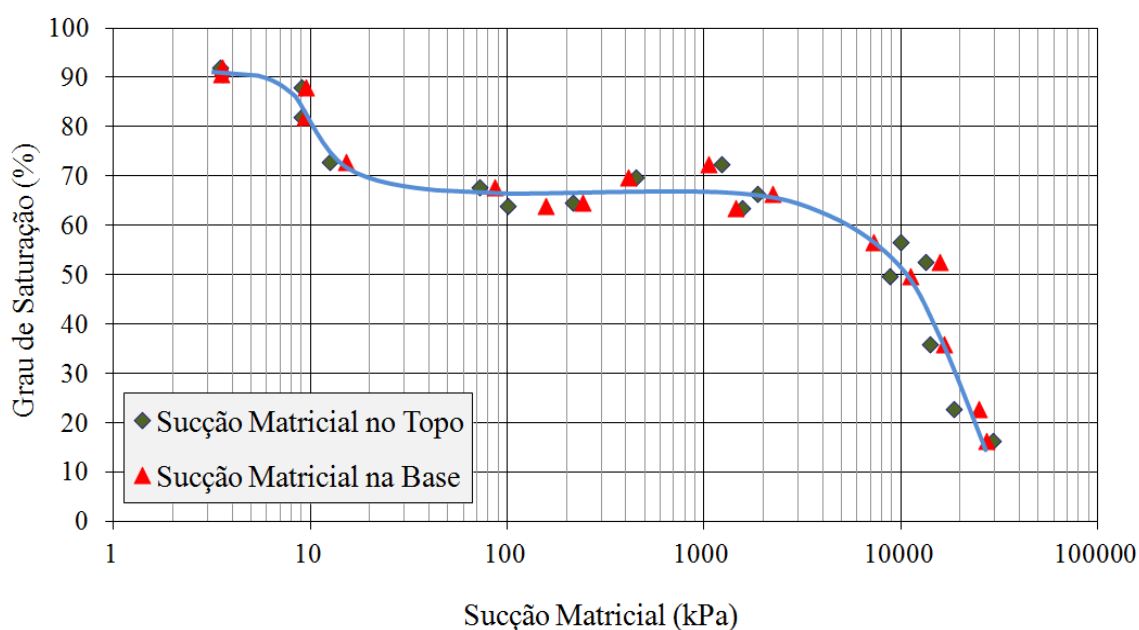


Figura 139 – Curva de retenção de água do solo residual da área de estudo (Sucção matricial x Grau de Saturação).

Os ensaios triaxiais de solo tinham por objetivo determinar como se dava o comportamento do Módulo de Elasticidade (E) frente à variação de sucção e umidade do solo. O Módulo de Elasticidade é indispensável no cálculo da rigidez, parâmetro de entrada necessário para a construção do modelo.

Não foi encontrado nenhum trabalho na literatura cujo resultado permitisse garantir como ocorria essa relação em solos semelhantes àqueles que ocorrem no bairro da Glória.

Ademais, a alta velocidade aplicada nos ensaios triaxiais é outro aspecto que torna difícil encontrar ensaios com características do verificado nessa tese, visto que os ensaios são frequentemente realizados com baixas velocidades.

Os resultados dos ensaios triaxiais dos oito corpos-de-prova (CP), exibidos na figura 140, permitem afirmar que a umidade influi no comportamento da curva tensão normal (σ) x deformação axial (ϵ). Os corpos-de-prova mais secos (CP6, CP7 e CP8), como esperado, apresentaram maior resistência frente aos outros corpos-de-prova, cujos comportamentos das curvas ficaram semelhantes. As curvas dos corpos-de-prova 6 e 7 chegaram inclusive a conter picos de resistência bem definidos.

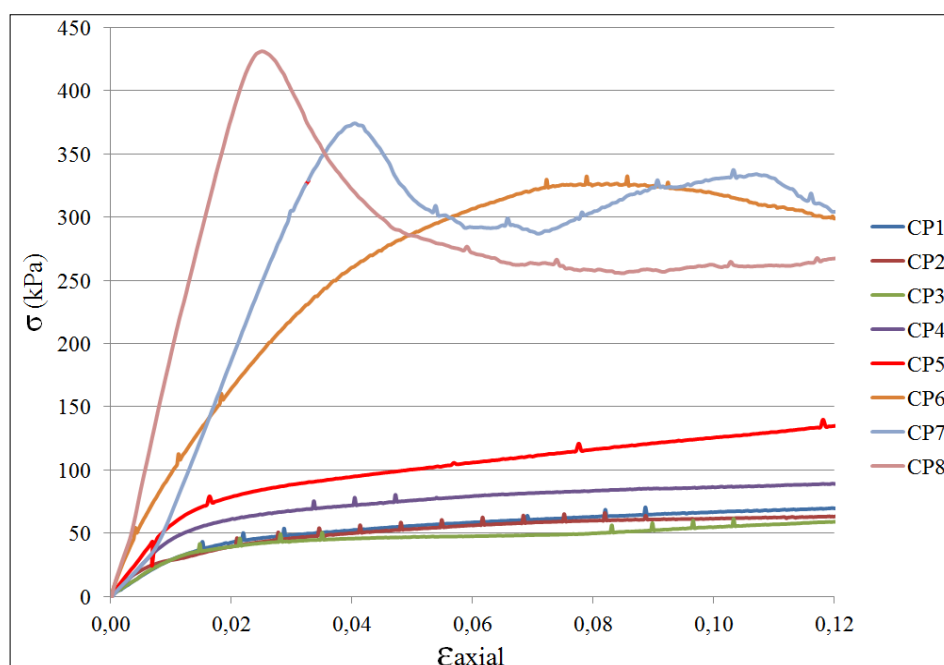


Figura 140 – Resultado dos ensaios triaxiais para os oito CPs de solo (CP=Corpo-de-prova).

Houve uma maior variação do módulo de deformabilidade entre os corpos-de-prova mais secos do que entre aqueles cuja umidade era elevada (Figura 141). O módulo de deformabilidade variou significativamente de 2.062 kPa para o corpo-de-prova mais úmido até 19.173 kPa para o mais seco. Isso demonstra o quão importante é a análise desse resultado e faz supor forte influência sobre o parâmetro de rigidez usado no modelo, conforme discutido posteriormente.

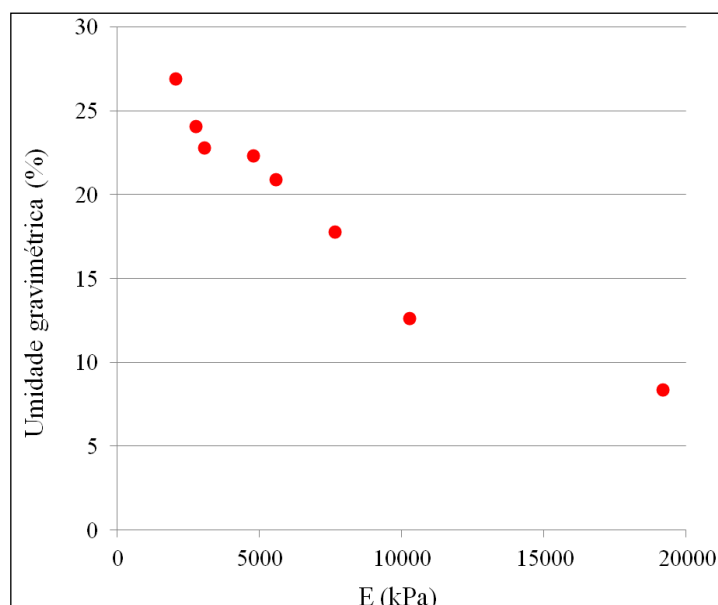


Figura 141 – Relação entre umidade gravimétrica e o Módulo de Young (E).

Os dados provenientes do ensaio com o papel-filtro para determinação da curva de sucção possibilitou a determinação de alguns índices físicos. O índice de vazios médio do solo é de 0,83 e a densidade real dos grãos é de 2,59 g/cm³. Esses índices auxiliaram na determinação do grau de saturação referentes aos pontos de umidade da figura anterior. Com isso foi feito o gráfico da figura 142 e uma equação foi estabelecida para essa relação (Equação 110).

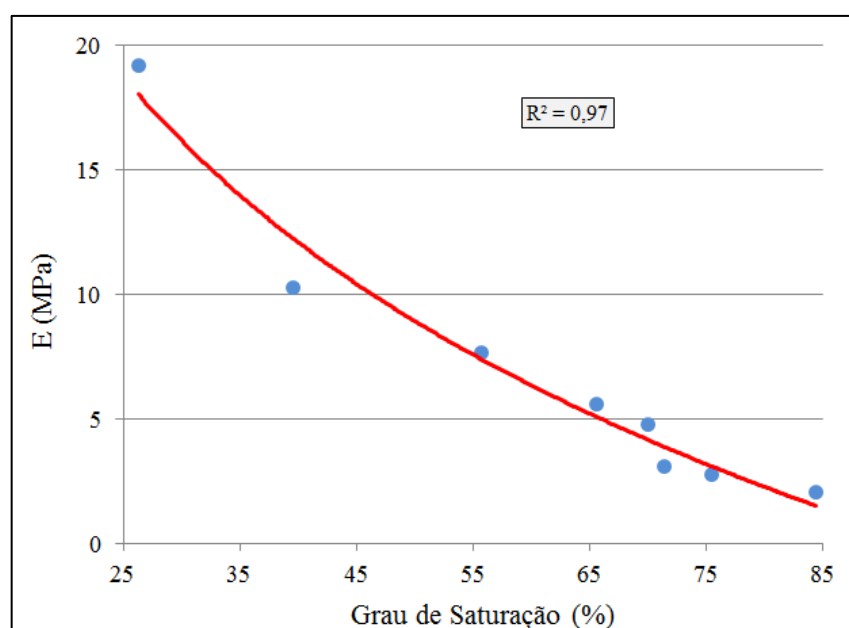


Figura 142 – Relação entre o grau de saturação e o Módulo de Young (E).

$$E(\text{MPa}) = -14,18 \ln(S) + 64,61 \quad (110)$$

sendo S o grau de saturação (%).

A partir desta equação foram calculados os módulos de deformabilidade do solo correspondentes aos graus de saturação de interesse a serem utilizados nas simulações (Tabela 7).

Tabela 7 – Graus de saturação e módulos de Young usados nas simulações.

S (%)	E (MPa)
90	0,59
80	2,26
70	4,16
30	16,17

A seguir estão os resultados provenientes dos ensaios de cisalhamento direto no solo, cuja finalidade principal foi obter o coeficiente de atrito, dado de entrada do modelo no PFC-3D. As curvas de tensão por deslocamento horizontal são mostradas figura 143 e a envoltória de Mohr-Coulomb estão representadas na figura 144. O ângulo de atrito encontrado foi de 20,3°. Esse foi o valor a partir do qual foi calculado o coeficiente de atrito da unidade solo residual na modelagem.

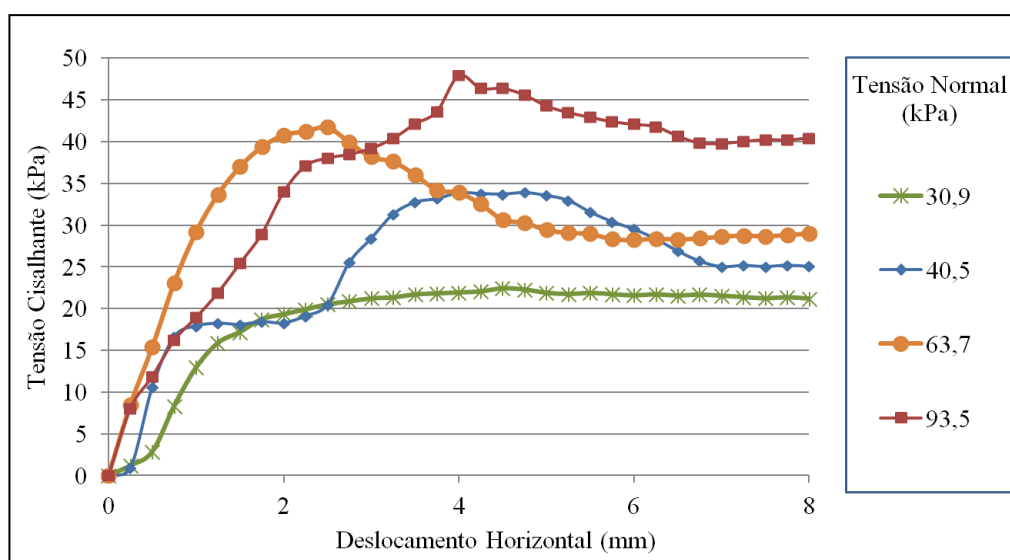


Figura 143 – Curvas de tensão x deslocamento horizontal do ensaio de cisalhamento direto para amostras com umidades naturais.

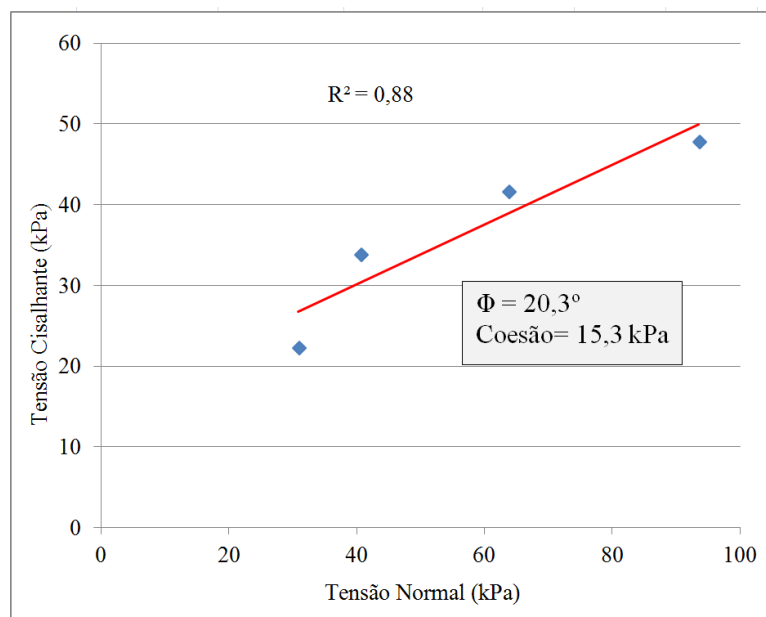


Figura 144 – Envoltória de Mohr-Coulomb segundo ensaio de cisalhamento direto para amostras com umidades naturais.

Com a análise da lâmina petrográfica no microscópio foi possível nomear a rocha e quantificar os minerais que a compõem. A rocha leucocrática encontrada em campo é um hornblenda-biotita gnaiss de granulação média e coloração acinzentada, cuja lâmina petrográfica pode ser vista na figura 145 (nicóis cruzados).

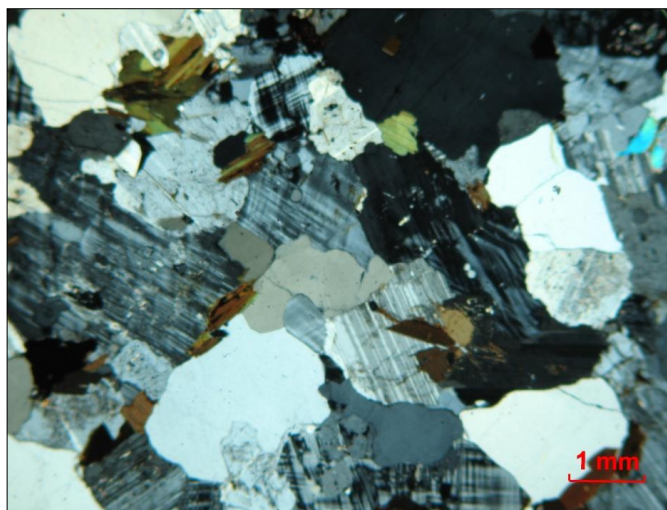


Figura 145 – Lâmina petrográfica da rocha da área de estudo.

A composição modal é apresentada na figura 146. O plagioclásio e o quartzo são os minerais predominantes, perfazendo cerca de 70% da constituição do gnaiss.

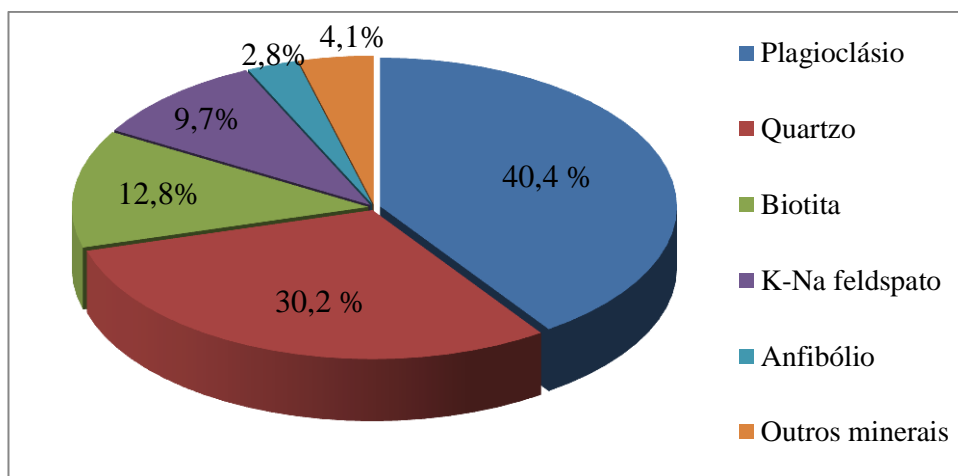


Figura 146 – Composição modal do gnaiss.

Na tabela 8 encontram-se os resultados do ensaio de absorção d'água. Como esperado, o gnaiss possui porosidade média de 1,73 % e massa específica seca média de 2,63 g/cm³. Os valores de porosidade, apesar de aparentemente baixos, já indicam uma alteração incipiente das rochas amostradas, uma vez que são esperados para esse tipo de rocha valores de porosidade inferiores a 1%.

Tabela 8 – Porosidade e peso específico das amostras de gnaiss.

Amostra	n (%)	ρ_d (g/cm ³)
1	1,16	2,71
2	1,37	2,63
3	2,73	2,59
4	1,75	2,62
5	1,56	2,63
6	1,72	2,63
7	1,78	2,62
Média	1,73	2,63

A tabela 9 contém os ângulos de atrito básicos da rocha obtidos nos cinco ensaios realizados com o *tilt test*, bem como a média desses.

A média desses ângulos (29,6°) corresponde ao valor de ângulo de atrito especificado para o gnaiss no modelo.

Tabela 9 – Resultados dos ensaios de *tilt teste*.

Ensaio	1	2	3	4	5	Média
Ângulo de atrito básico (°)	29,6	30,0	28,7	29,3	30,6	29,6

Os ensaios de compressão uniaxial possibilitaram a determinação do módulo de Young e do coeficiente de Poisson do gnaïsse, bem como sua resistência. As resistências dos cinco corpos-de-prova estão disponíveis na tabela 10. Como se vê, o corpo-de-prova número cinco possui resistência à compressão simples (q_u) bem abaixo dos demais corpos-de-prova. Dessa forma os dados do corpo-de-prova cinco não foram considerados para os cálculos do módulo de Young e do coeficiente de Poisson.

Tabela 10 – Resistência à compressão simples dos corpos-de-prova de gnaïsse (q_u).

Corpo-de-Prova	q_u (MPa)
1	82,0
2	78,8
3	80,8
4	78,5
5	55,4

No gráfico exibido na figura 147 estão representadas as curvas de tensão axial contra deformação lateral e tensão axial contra deformação axial. Nelas podem ser visualizados os dois ciclos de descarregamento e recarregamento realizados ao longo dos ensaios. Esses foram os trechos onde foram calculados os módulos de Young e coeficientes de Poisson. Uma primeira observação das curvas de tensão axial contra deformação axial já permite afirmar que o recarregamento entre as curvas ou mesmo os recarregamentos dos dois ciclos de uma única curva possuem diferentes inclinações. Portanto cada recarregamento irá possuir módulo específico, diferente dos demais.

As diferenças também são identificadas nas inclinações das curvas de tensão axial contra deformação lateral, o que afeta o coeficiente de Poisson.

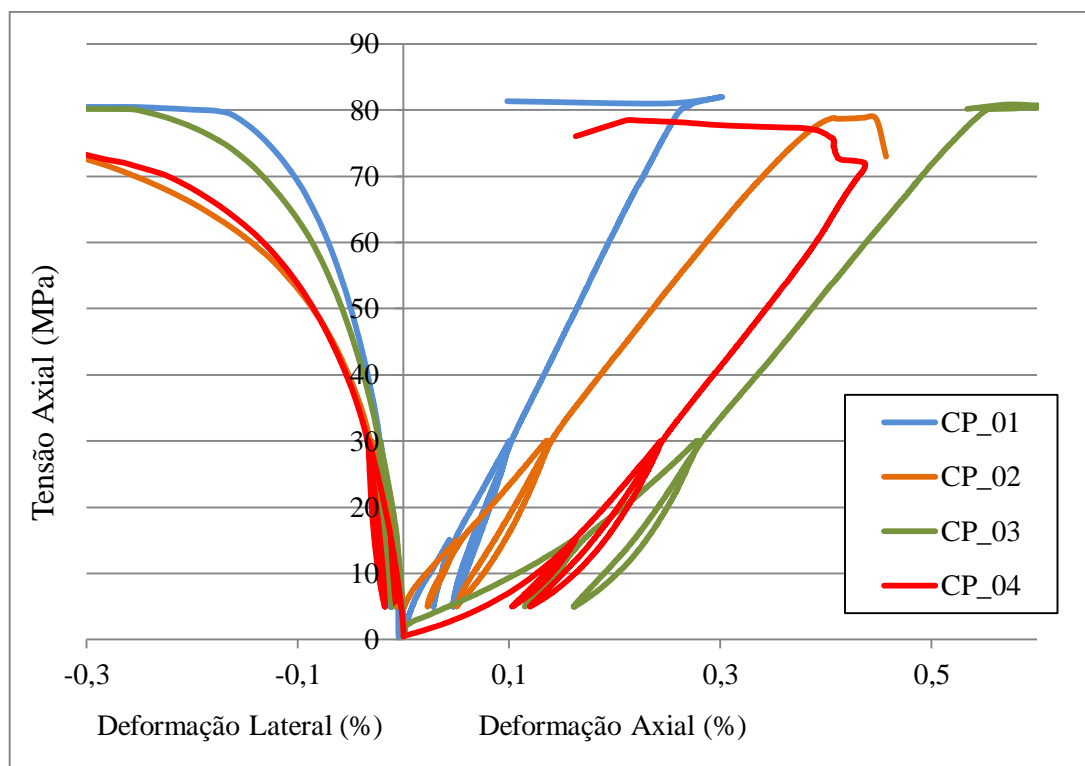


Figura 147 – Curvas tensão-deformação dos ensaios de compressão simples (CP=Corpo-de-prova).

Como salientado, as diferentes inclinações das curvas interferem diretamente nos resultados dispostos na tabela 11. O módulo de Young, por exemplo, varia entre 17,1 e 47,0 GPa. Muito possivelmente essa faixa de valores é resultado das diferentes orientações da foliação nos corpos-de prova (CPs).

Os coeficientes de Poisson calculados para os corpos-de-prova três e quatro apresentam valores muito baixos. Isso pode ter ocorrido por problemas de ajustes da instrumentação de deformação lateral desses CPs ao longo do ensaio. Por essa razão, esses dados (células em vermelho na tabela 11) foram ignorados para definição do coeficiente de Poisson a ser usado em etapas posteriores. Com isso, a faixa de valores do coeficiente de Poisson utilizada referente ao gnaisse vai de 0,21 a 0,26.

Tabela 11 – Módulos de Young (E) e Coeficientes de Poisson (ν) obtidos nos trechos de recarregamentos dos dois ciclos da curva tensão por deformação.

Corpo-de-Prova	E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	ν_1	ν_2
1	47,0	42,6	0,21	0,23
2	29,9	27,0	0,20	0,26
3	18,1	20,6	0,03	0,07
4	17,1	20,1	0,07	0,13

9.2. Parâmetros das duas categorias de modelos

Para a primeira categoria de modelos, a faixa de valores estabelecida se encontra disposta na tabela 12. Nela estão dados de módulos de Young (E) e de coeficientes de Poisson (ν) para o gnaiss e o solo residual com diferentes graus de saturação, já que o intuito dessa primeira categoria é verificar o efeito do grau de saturação sobre o alcance dos blocos.

Tabela 12 – Valores de E e ν usados para simulações da primeira categoria (S= Grau de saturação).

Unidade Geotécnica e Grau de Saturação (S)	E (Pa)		ν	
	Mínimo	Máximo	Mínimo	Máximo
Gnaiss	1,708E+10	4,700E+10	0,20	0,26
Solo (S=0,3 e 0,7)	4,158E+06	1,617E+07	0,17	0,21
Solo (S=0,3 e 0,8)	2,264E+06	1,617E+07	0,17	0,22
Solo (S=0,3 e 0,9)	5,942E+05	1,617E+07	0,17	0,22

A partir dos dados anteriores de E e ν foram calculados os módulos de Young modificados (E*). Os resultados estão representados na tabela 13.

Tabela 13 – Valores de E* usados para simulações da primeira categoria.

Indentador		Superfície Indentada		E* (Pa)
E (Pa)	ν	Unidade geotécnica	Grau de Saturação do Solo Residual	
4,700E+10	0,26	Gnaiss	-	8,894E+09
		Solo residual	30 %	1,699E+07
			70 %	4,281E+06
			80 %	2,332E+06
			90 %	6,119E+05

No caso da primeira categoria de simulações, as rigidezes normais e tangenciais correspondentes à indentação do bloco rochoso em cada unidade geotécnica estão dispostas, respectivamente, nas tabelas dos apêndices E e F. Vale ressaltar que essas foram calculadas segundo os limites máximo e mínimo dos parâmetros geomecânicos e o grau de saturação do solo residual.

A faixa de valores dos parâmetros geomecânicos da segunda categoria de modelos para o solo residual e o gnaissé está presente na tabela 14.

Tabela 14 – Valores de E e ν usados para simulações da segunda categoria.

Unidade geotécnica	E (Pa)		ν	
	Mínimo	Máximo	Mínimo	Máximo
Solo Residual	4,158E+06	1,617E+07	0,17	0,21
Gnaissé	1,708E+10	4,700E+10	0,20	0,26

A partir desses dados referentes ao indentador e às superfícies indentadas, foram calculados os diferentes módulos modificados (E^*). Foram estabelecidos valores de E^* máximo e mínimo respectivamente a partir dos limites máximo e mínimo de E e ν , conforme verificado na tabela 15.

Tabela 15 – Valores de E^* usados para simulações da segunda categoria.

Valores	Indentador		Superfície Indentada			E^* (Pa)
	E (Pa)	ν	Unidade geotécnica	E (Pa)	ν	
Mínimo	1,708E+10	0,20	Gnaissé	1,708E+10	0,20	8,894E+09
			Solo residual	4,158E+06	0,17	4,281E+06
Máximo	4,700E+10	0,26	Gnaissé	4,700E+10	0,26	2,521E+10
			Solo residual	1,617E+07	0,21	1,699E+07

Os valores de rigidez normal correspondentes à indentação do bloco rochoso com cada unidade geotécnica estão dispostos na tabela do apêndice G. Essas foram calculadas segundo os limites máximo e mínimo dos parâmetros geomecânicos.

No apêndice H encontram-se dispostos as razões de rigidez (κ), que apresentaram valores entre 0,85 e 0,91, ou seja, próximo de 1, o que segundo Di Maio e Di Renzo (2004) é um valor comumente adotado em modelagens numéricas. Em suas simulações, esses pesquisadores calcularam em 0,859 a razão de rigidez, cujo valor situa-se na faixa determinada nessa tese. A partir de κ , foram calculadas as rigidezes tangenciais correspondentes às diferentes rigidezes normais, cujos resultados são mostrados na mesma tabela.

Os amortecimentos normal e tangencial mínimo e máximo calculados para cada unidade geotécnica e usados nas simulações são mostrados na tabela 16. Esses foram encontrados a

partir dos coeficientes de restituição retirados de diferentes fontes bibliográficas. Verifica-se uma considerável variação desses dados na literatura científica. Esse fato demonstra o quão impreciso ainda são os dados de coeficiente de restituição existentes.

Tabela 16 – Amortecimentos normais (β_n) e tangenciais (β_t) usados nas simulações.

Unidade Geotécnica	Máximo		Mínimo	
	β_n	β_t	β_n	β_t
Superfície rochosa	0,349	0,067	0,113	0,003
Colúvio/ Depósito de Tálus	0,376	0,160	0,215	0,041
Solo	0,404	0,187	0,215	0,059

Por fim, são apresentados os coeficientes de atrito utilizados nas simulações (Tabela 17). Cabe observar que o coeficiente de atrito da unidade Colúvio/Depósito de Tálus foi determinado pela média dos dados encontrados na bibliografia.

Tabela 17 – Coeficiente de atrito de cada unidade geotécnica utilizados nas simulações.

Unidade Geotécnica	Ângulo de atrito ($^\circ$)	Coeficiente de atrito
Gnaisse	29,6	0,568
Colúvio/Depósito de Tálus	-	0,563
Solo Residual	20,3	0,370

9.3. Resultados das simulações

9.3.1. O efeito do grau de saturação do solo no alcance dos blocos

Os resultados das simulações realizadas com diferentes condições de saturação do solo residual estão dispostos na figura 148. Não foi possível determinar o alcance dos blocos para $S=0,9$, já que as paredes correspondentes ao solo residual não suportaram a energia adquirida pelos blocos, devido à baixa rigidez imposta às mesmas. Quando o grau de saturação foi alterado para 80%, as paredes que compunham o solo residual não suportaram os três blocos com volumes superiores. Já para $S=0,7$, as paredes ficaram íntegras frente ao impacto de todos os blocos, exceto no caso do bloco número cinco.

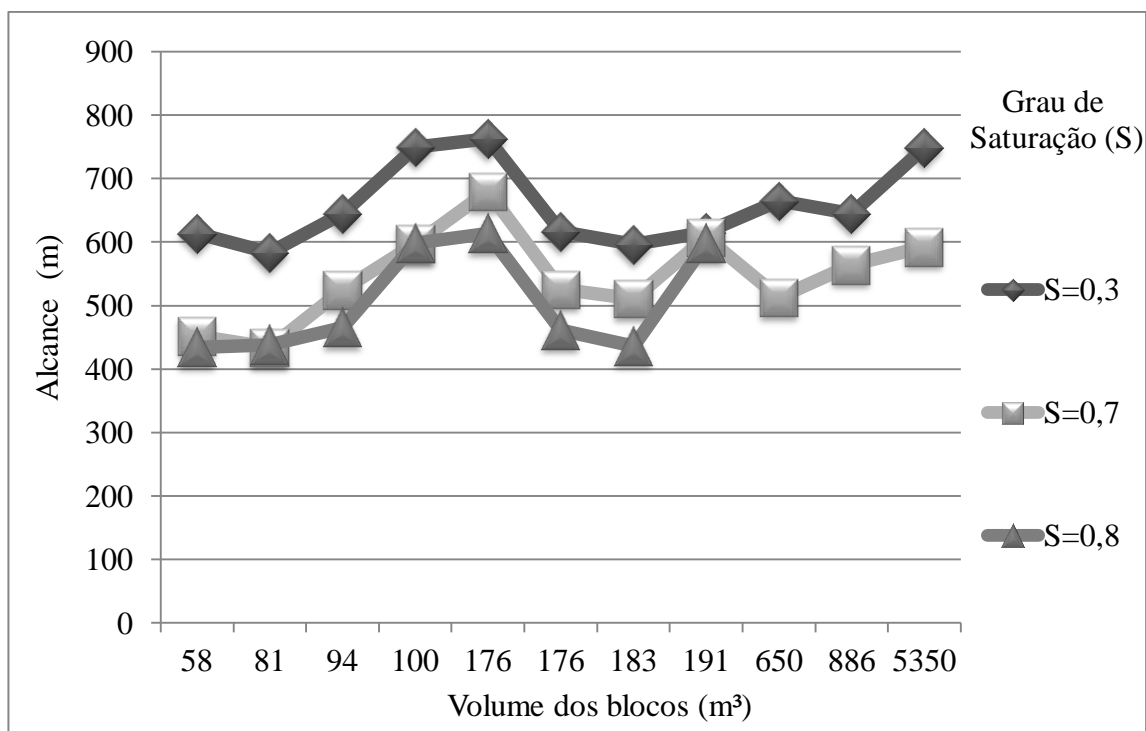


Figura 148 – Relação entre os alcances de blocos esféricos e diferentes graus de saturação do solo residual da área de estudo. (S = Grau de saturação).

É possível notar que o grau de saturação do solo pode influir consideravelmente no alcance de blocos esféricos ou aproximadamente esféricos não havendo uma relação direta do tamanho dos blocos com a variação do alcance. A partir dos dados obtidos, é possível afirmar que quanto mais seco estiver o solo, maior será o alcance do bloco.

A figura 149 mostra a média percentual dos alcances dos doze blocos. Uma queda de blocos ocorrendo no solo com grau de saturação de 70 % possui cerca de 83 % do alcance do solo mais seco, com grau de saturação de 30%. Quando o solo está ainda mais saturado com água (S=0,8), o alcance do bloco é diminuído em cerca de 22% em relação ao solo mais seco.

Em média, cerca de 50 % do percurso dos blocos simulados se deu no solo residual.

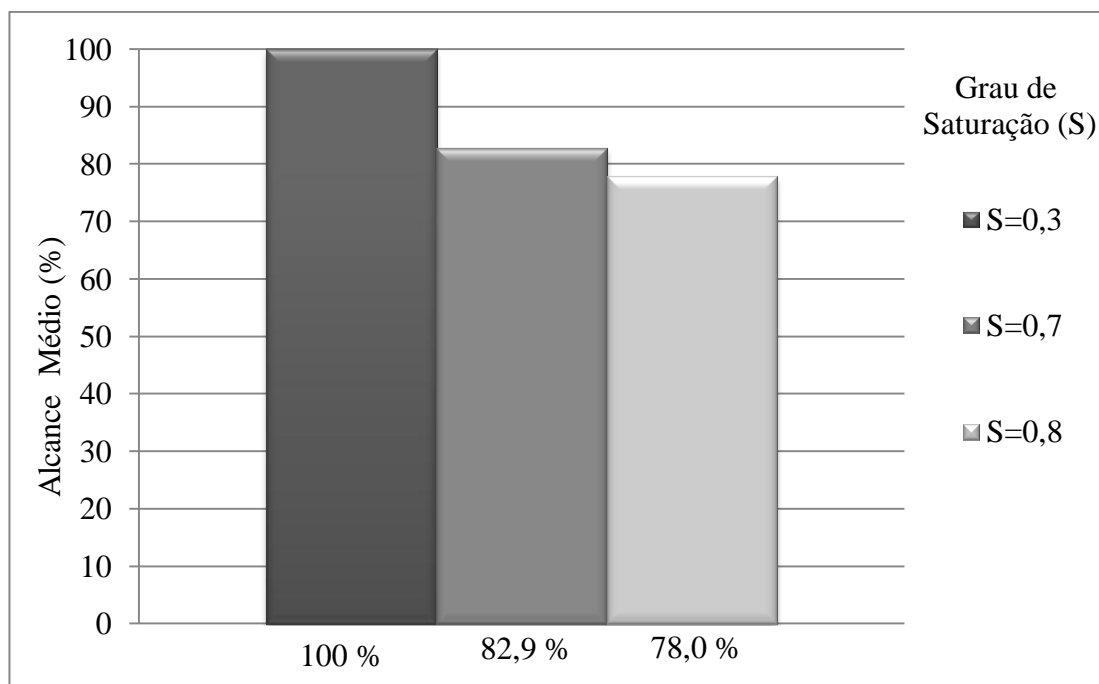


Figura 149 – Alcances médios dos blocos esféricos em porcentagem tomando como base o alcance de solo residual com saturação de 30%. (S = Grau de saturação).

9.3.2. O efeito da rigidez no alcance dos blocos

A seguir são apresentados os resultados das simulações onde foram mantidos os amortecimentos máximos das unidades geotécnicas.

No caso dos blocos esféricos, houve uma tendência de aumento do alcance dos blocos com paredes mais rígidas (Figura 150). Apenas o bloco número 5, que possui o maior volume dentre os doze blocos, comportou-se de forma inversa, aumentando o seu alcance para paredes de rigidezes mais baixas.

O bloco de menor volume foi o que apresentou maior diferença em porcentagem no alcance devido à alteração das rigidezes das paredes. No caso desse bloco, quando considerados os valores mínimos de rigidezes, houve uma diminuição do alcance do bloco de até 29,2 % se comparado com o resultado da simulação para paredes de rigidezes máximas.

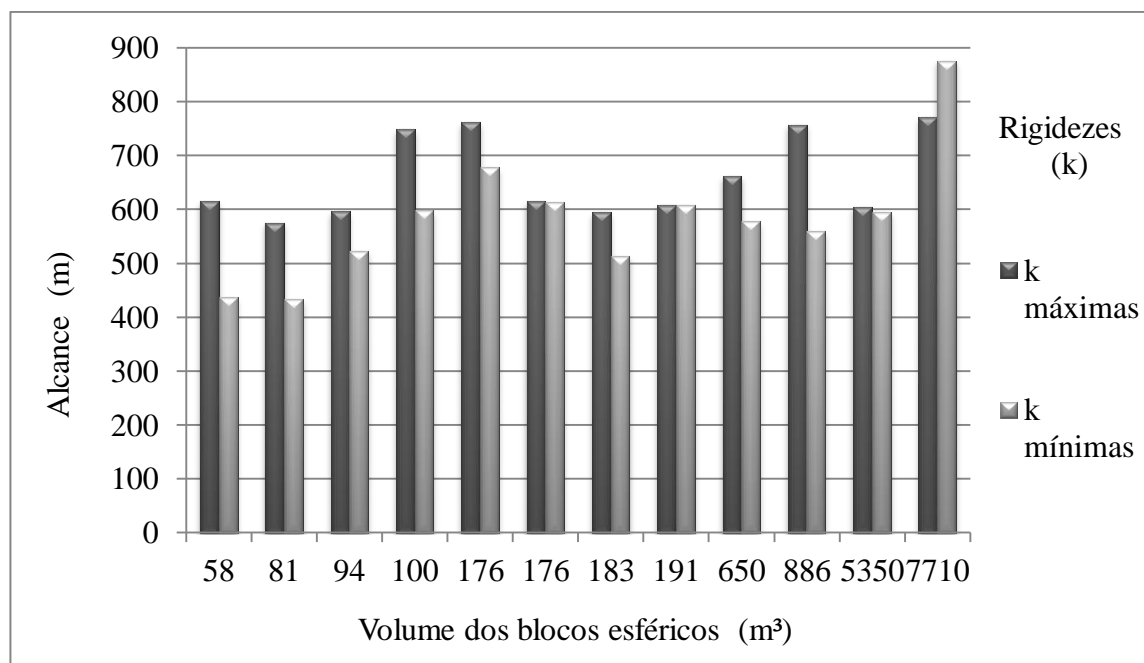


Figura 150 – Alcances dos blocos esféricos segundo a variação das rigidezes. Paredes com amortecimentos máximos.

Enquanto nos blocos esféricos predominou a tendência de menores alcances com a diminuição da rigidez das paredes, na maioria dos blocos octaédricos o papel da rigidez sobre os alcances foi insignificante. Conforme aponta a figura 151, com exceção do bloco de volume 100 m³, houve uma leve alteração dos alcances com a alteração da rigidez.

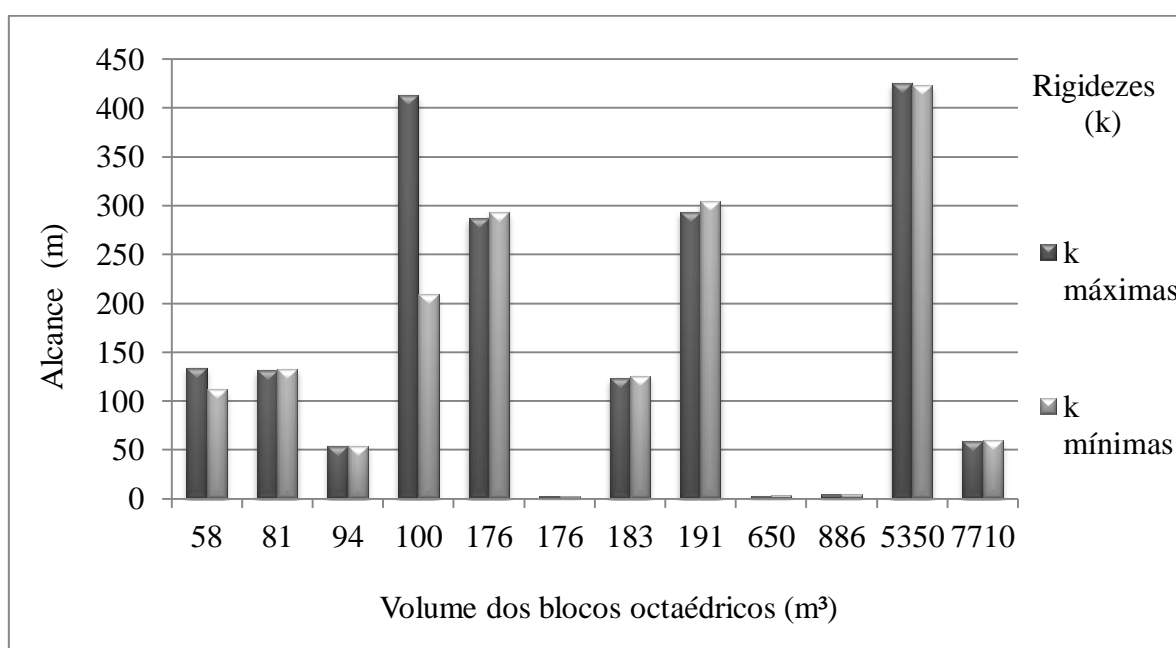


Figura 151 – Alcances dos blocos octaédricos segundo a variação das rigidezes. Paredes com amortecimentos máximos.

Por fim, os alcances dos blocos contendo geometrias aproximadamente reais tiveram comportamento semelhante as simulações dos blocos octaédricos no que se refere à alteração dos valores de rigidez (Figura 152). Em apenas três blocos houve uma elevação mais acentuada do alcance com o decréscimo de rigidez. Assim, também nos blocos com geometrias reais as rigidezes não têm uma grande influência no alcance.

Não foi possível encontrar os resultados de alcance do bloco de maior volume, já que o bloco ultrapassou a superfície composta de paredes, saindo assim do modelo.

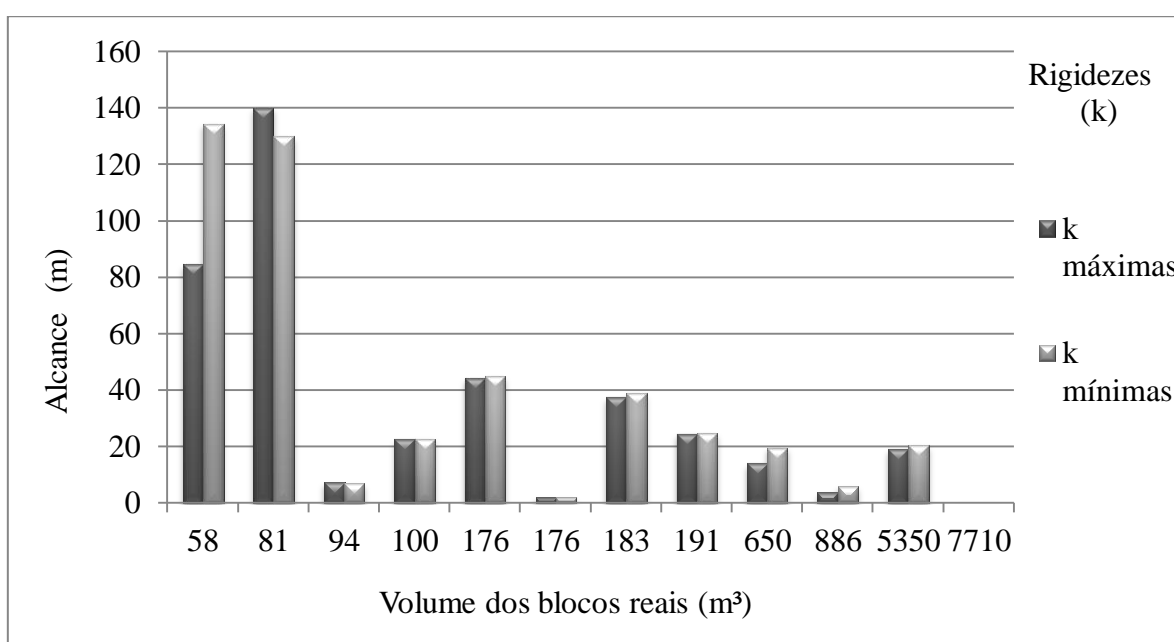


Figura 152 – Alcances dos blocos com geometrias reais segundo a variação das rigidezes. Paredes com amortecimentos máximos.

As figuras 153,154 e 155 correspondem, respectivamente, aos histogramas dos alcances de blocos esféricos, octaédricos e de geometrias reais aproximadas segundo valores de rigidez máximos e mínimos atribuídos as paredes. Nesses casos, os amortecimentos das paredes assumem valores máximos. Neles também se encontram as médias e os coeficientes de variação dos alcances.

A diferença entre as médias dos alcances apresentados pelos blocos esféricos são maiores (75 metros) em relação às diferenças das médias dos blocos octaédricos (16,9 metros) e com geometrias reais (4,6 metros). Essas diferenças mostram como a quantificação correta das rigidezes normal e cisalhante são muito importantes nas simulações de blocos esféricos. Assim, é possível afirmar que a rigidez influi o alcance dos blocos de forma diferenciada, segundo sua geometria.

As maiores dispersões dos dados foram registradas nos alcances dos blocos com geometrias reais aproximadas.

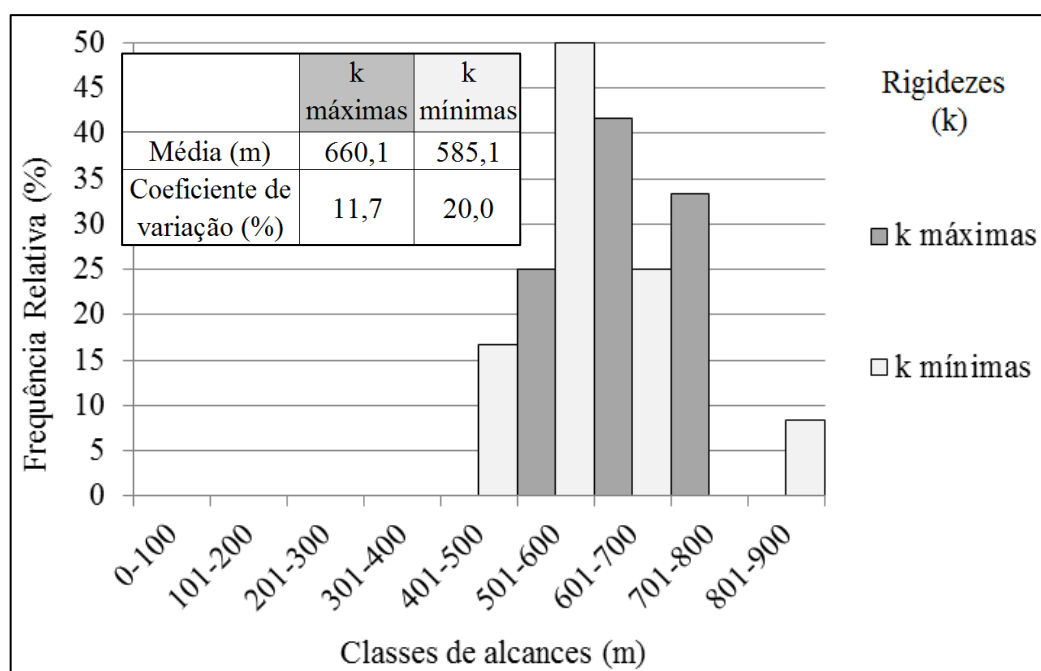


Figura 153 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos esféricos para rigidezes máximas e mínimas. Paredes com amortecimentos máximos.

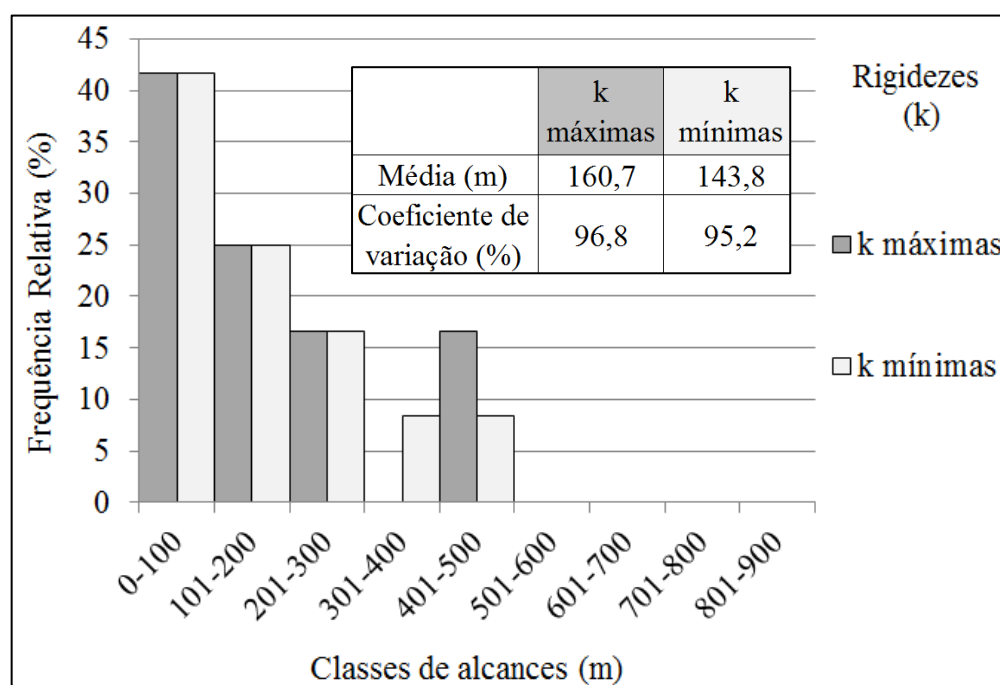


Figura 154 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos octaédricos para rigidezes máximas e mínimas. Paredes com amortecimentos máximos.

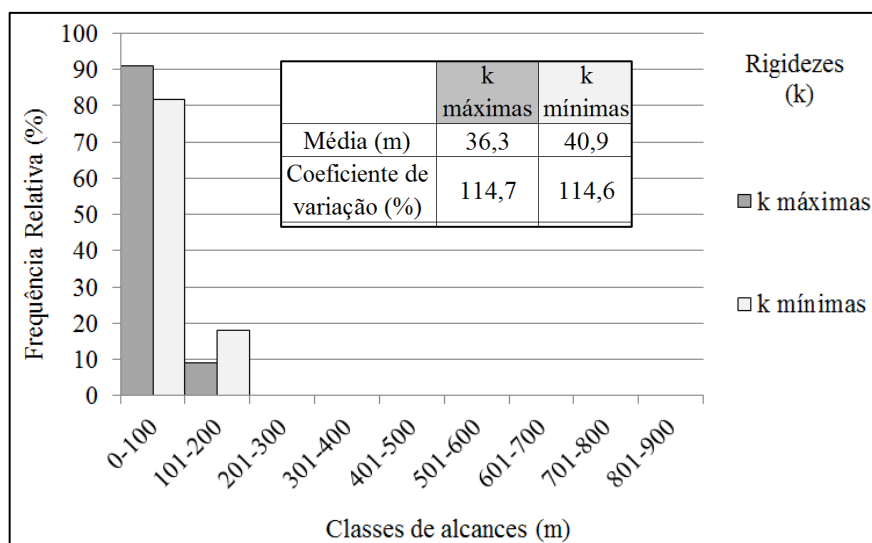


Figura 155 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos com geometrias reais aproximadas para rigidezes máximas e mínimas. Paredes com amortecimentos máximos.

O gráfico da figura 156 mostra a diferença no alcance dos blocos, em porcentagem, frente à modificação da geometria dos blocos. Essa variação de alcance é calculada conforme a equação 111.

$$D.R. (\%) = [(R_{kmin} - R_{kmax}) \cdot 100] / R_{kmax} \quad (111)$$

Onde: $D.R.$ é a diferença de alcance;

R_{kmin} é o alcance para paredes com rigidezes mínimas; e

R_{kmax} é o alcance para paredes com rigidezes máximas.

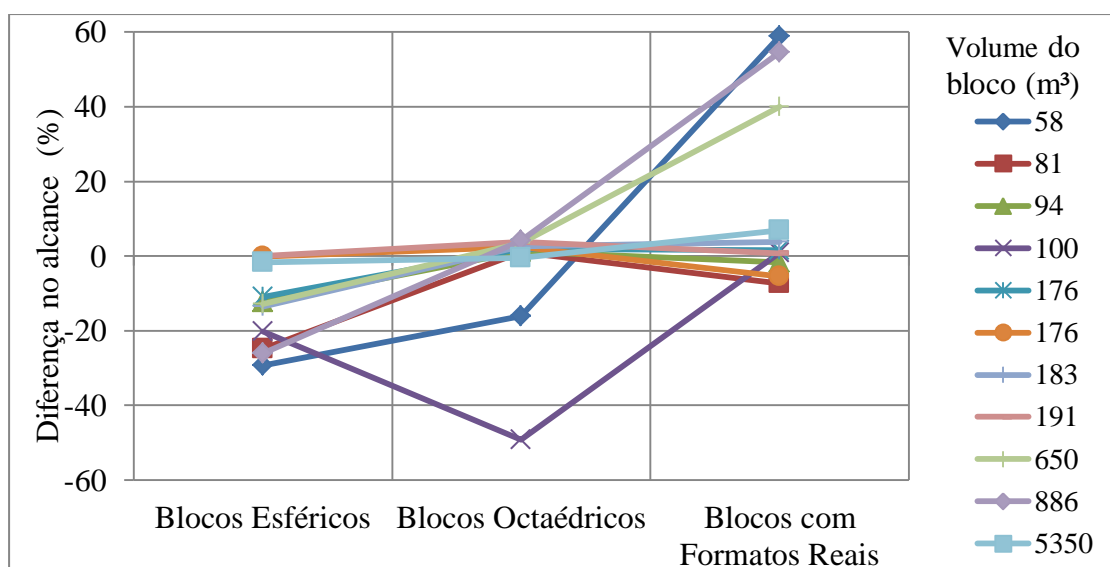


Figura 156 – Diferenças de alcances, em porcentagem, apresentada pelos blocos segundo suas diferentes geometrias para amortecimentos máximos.

Pela figura 156 é possível notar que há uma tendência de que a esfericidade do bloco faça com que essa diferença se torne negativa, ou seja, em rigidezes baixas os alcances atingem menores valores se comparados com rigidezes mais elevadas. Contudo, para as demais geometrias, especialmente no caso dos blocos octaédricos, a rigidez tem baixa influência no alcance. Em alguns blocos com geometrias reais os alcances foram maiores quando atribuídos valores mínimos de rigidez às paredes, ou seja, contrário à tendência apresentada pelos blocos esféricos.

Não foi possível fazer a comparação do bloco de maior volume, pois o bloco, quando simulado com sua forma aproximada, fez um percurso que saiu da topografia constituída por paredes.

Adiante são apresentados os resultados das simulações para amortecimentos mínimos. Todos os blocos esféricos apresentaram comportamentos semelhantes com a alteração das rigidezes das paredes. Essas partículas diminuíram o seu alcance quando as paredes passaram a possuir rigidezes mínimas, conforme mostrado na figura 157.

A diferença de alcance entre as rigidezes ficou mais clara nas paredes onde foram adotados amortecimentos mínimos quando comparados aos resultados das simulações com amortecimentos máximos.

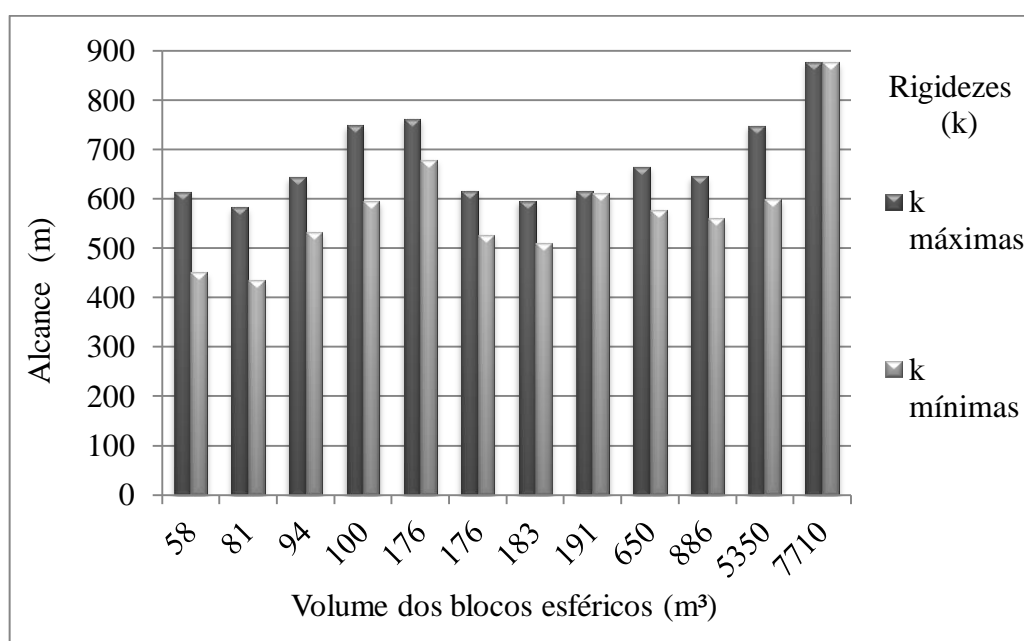


Figura 157 – Alcances dos blocos esféricos segundo a variação das rigidezes. Paredes com amortecimentos mínimos.

Assim como para paredes com amortecimentos máximos, a variação do alcance da maioria dos blocos octaédricos devido à alteração de rigidezes das paredes com amortecimentos mínimos obteve uma suave oscilação de até 3,6%. Novamente, o bloco de volume de 100 m³ foi o que exibiu a maior variação, diminuindo seu alcance em 49,6% para rigidezes mínimas das paredes se comparado com seu resultado para paredes com rigidezes máximas (Figura 158).

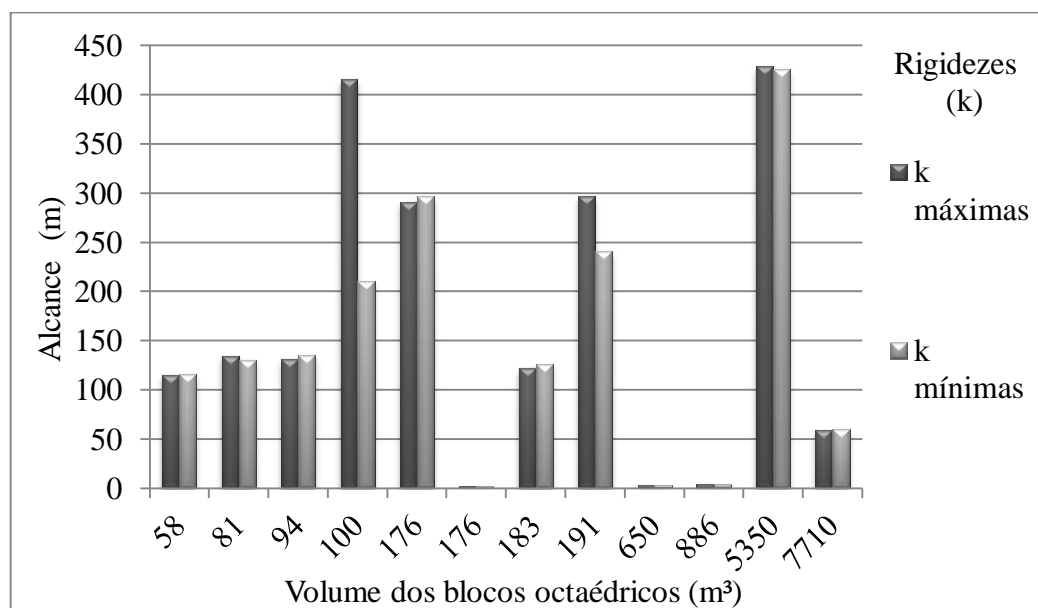


Figura 158 – Alcance dos blocos octaédricos segundo a variação das rigidezes. Paredes com amortecimentos mínimos.

Assim como nas simulações feitas com amortecimento mínimo, foi observado que a maior parte dos alcances dos blocos de geometrias reais aproximadas aumentou com o decréscimo de rigidez das paredes. Entretanto, essa não é uma tendência geral. Essa diferença chegou a cerca de 79% do alcance, sendo então mais acentuada do que aquela encontrada para amortecimentos máximos. Novamente não foi possível encontrar os resultados de alcance do bloco de maior volume, já que o bloco ultrapassou a superfície composta de paredes (Figura 159).

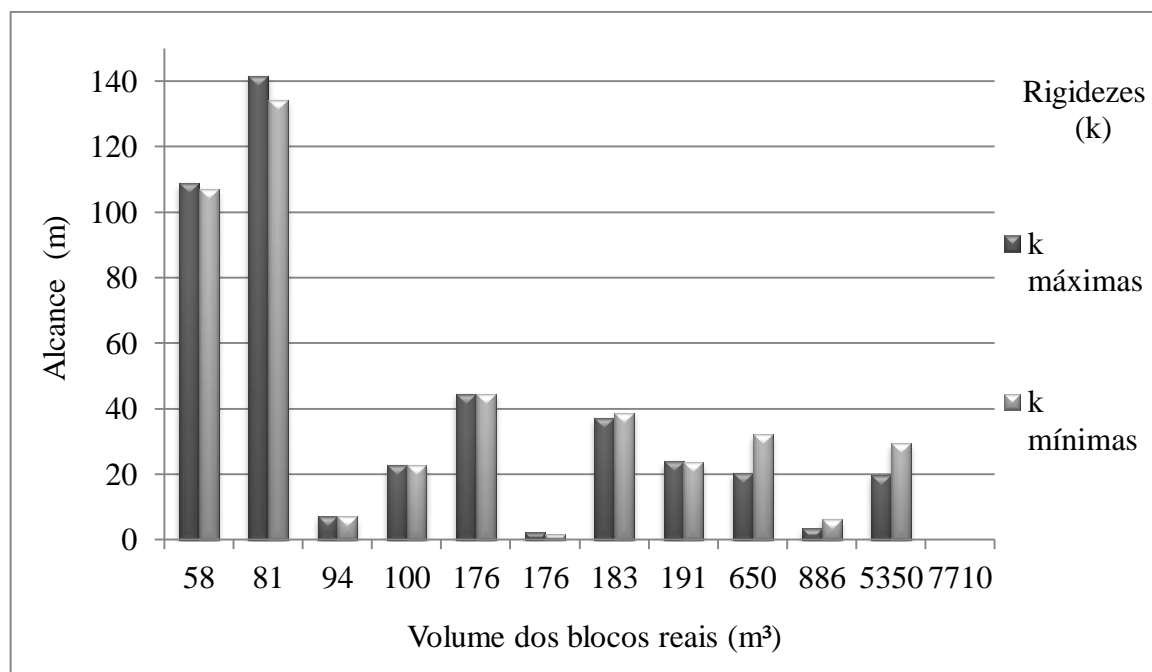


Figura 159 – Alcance dos blocos com geometrias reais segundo a variação das rigidezes. Paredes com amortecimentos mínimos.

As figuras 160, 161 e 162 correspondem, respectivamente, aos histogramas dos alcances de blocos esféricos, octaédricos e de geometrias reais aproximadas segundo diferentes rigidezes. Os amortecimentos das paredes assumem, nesses casos, seus valores mínimos. Neles também se encontram as médias e os coeficientes de variação dos alcances.

Assim como no caso anterior, a diferença entre as médias dos alcances apresentados pelos blocos esféricos são maiores (96,5 metros) em relação as diferenças das médias dos blocos octaédricos (21 metros) e com geometrias reais (1,5 metro). Essa diferença mostra como as rigidezes normal e cisalhante têm influência maior nas simulações de blocos esféricos e octaédricos que de geometria reais. As maiores dispersões dos dados foram registradas nos alcances dos blocos com geometrias reais aproximadas.

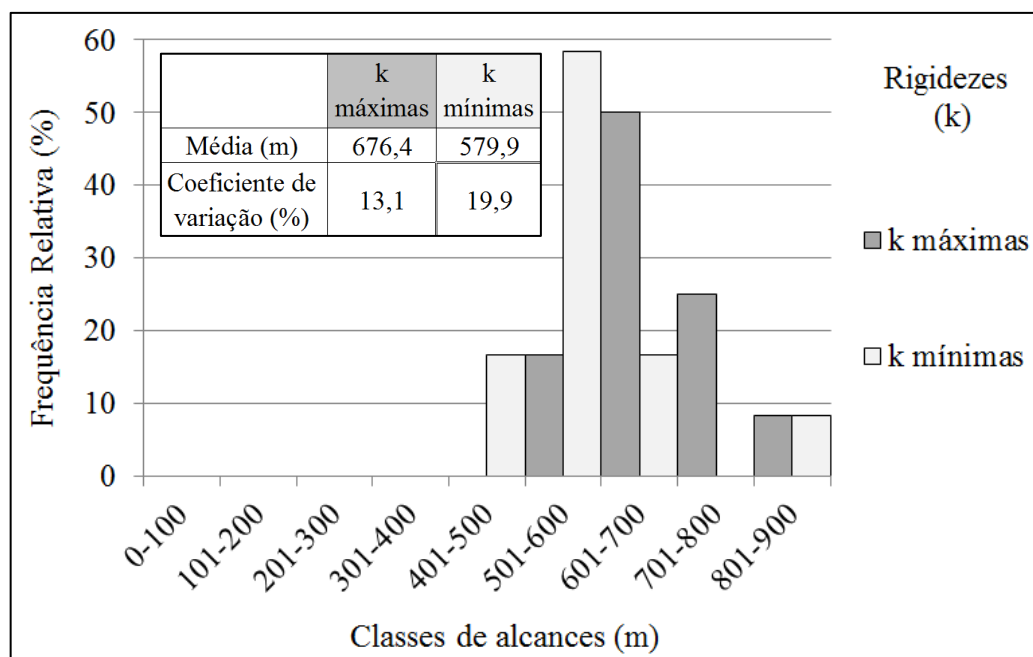


Figura 160 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos esféricos para rigidezes máximas e mínimas. Paredes com amortecimentos mínimos.

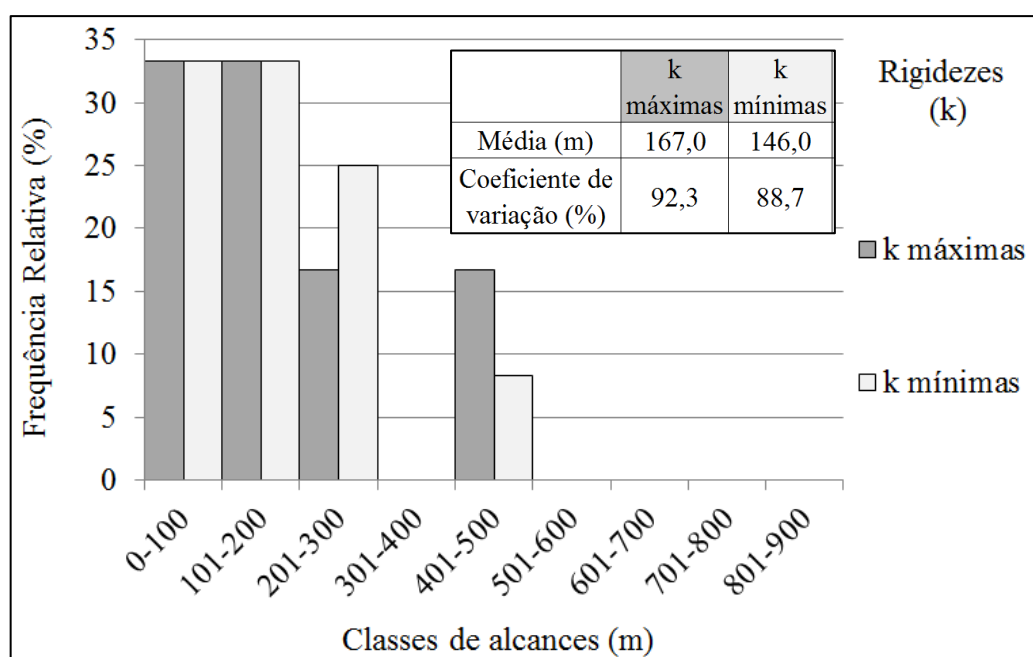


Figura 161 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos octaédricos para rigidezes máximas e mínimas. Paredes com amortecimentos mínimos.

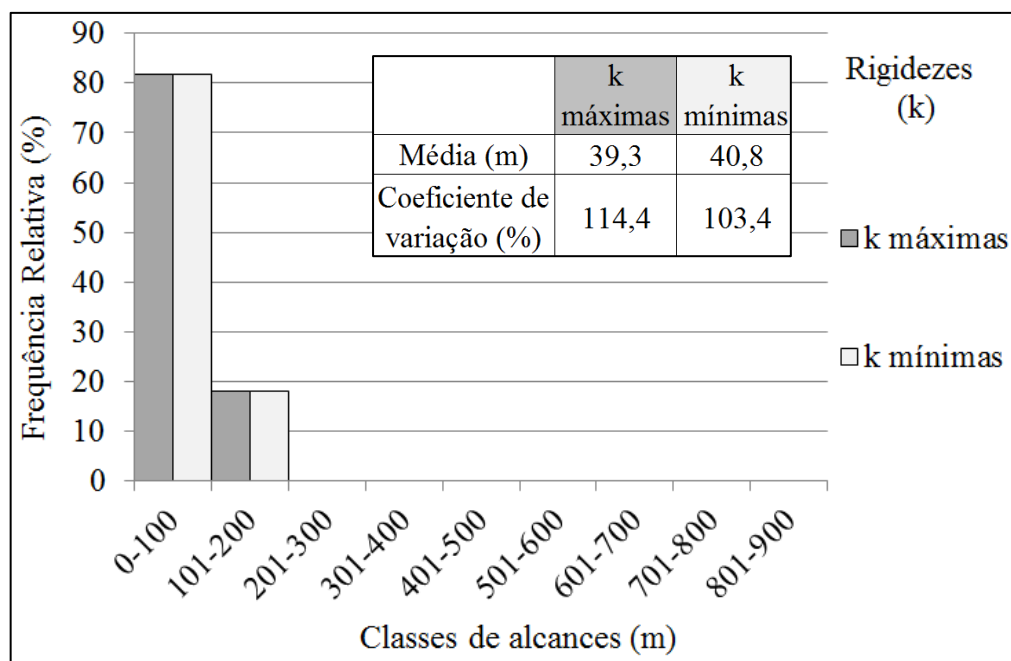


Figura 162 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos com geometrias reais aproximadas para rigidezes máximas e mínimas. Paredes com amortecimentos mínimos.

A figura 163 mostra a diferença no alcance dos blocos, em porcentagem, frente à modificação da geometria dos blocos. Vale lembrar que o cálculo dessa porcentagem foi realizado segundo a equação 111.

Dessa vez, os resultados com amortecimentos mínimos das paredes mostraram que a diferença de alcance entre as simulações realizadas com diferentes rigidezes alteraram o alcance em até 80% dependendo da geometria da partícula. Novamente foi visto que há uma tendência de que blocos esféricos possuam maiores alcances em rigidezes mais elevadas ao passo que nos outros blocos a rigidez, na maioria das vezes, não afeta substancialmente o alcance, especialmente no caso dos blocos octaédricos. Em algumas simulações com blocos com geometrias reais os alcances foram maiores quando atribuídos valores mínimos de rigidez às paredes, ou seja, contrário à tendência apresentada pelos blocos esféricos.

Mais uma vez não foi possível fazer a comparação do bloco de maior volume, pois o bloco, quando simulado com sua forma aproximada, fez um percurso que saiu da topografia constituída por paredes.

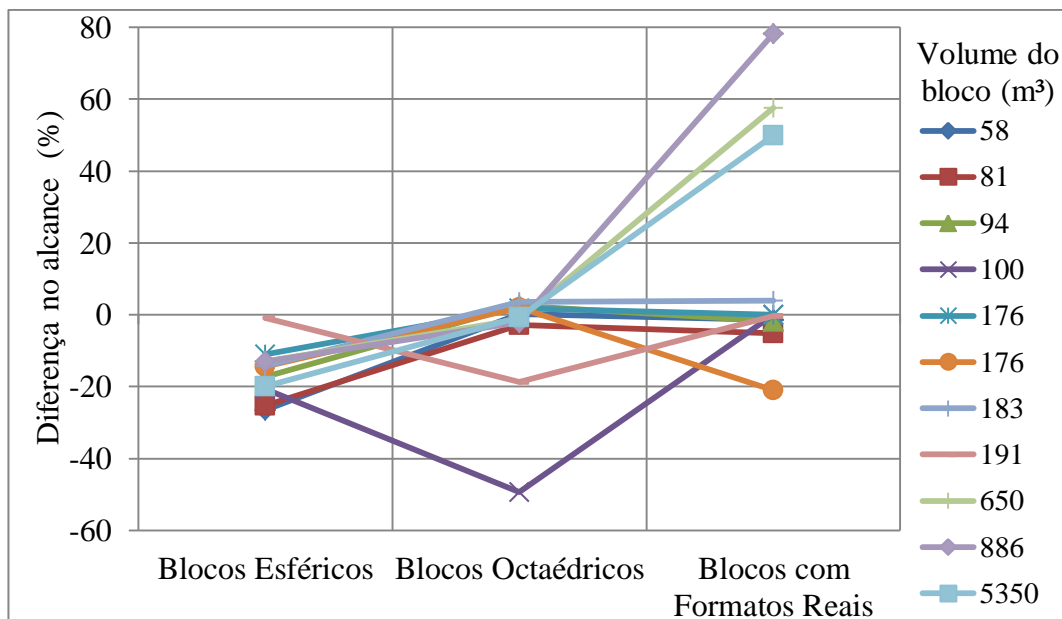


Figura 163 – Diferença de alcance, em porcentagem, apresentada pelos blocos segundo suas diferentes geometrias para amortecimentos mínimos.

9.3.3. O efeito do amortecimento no alcance dos blocos

As figuras 164, 165 e 166 representam os alcances obtidos pelas simulações para blocos esféricos, octaédricos e reais aproximados, respectivamente. Nessas simulações os valores das rigidezes atribuídas às paredes eram máximos. Através desses gráficos pode-se afirmar que o amortecimento, na maioria das simulações, não teve grande influência sobre os alcances dos blocos, sejam eles esféricos, octaédricos ou reais aproximados.

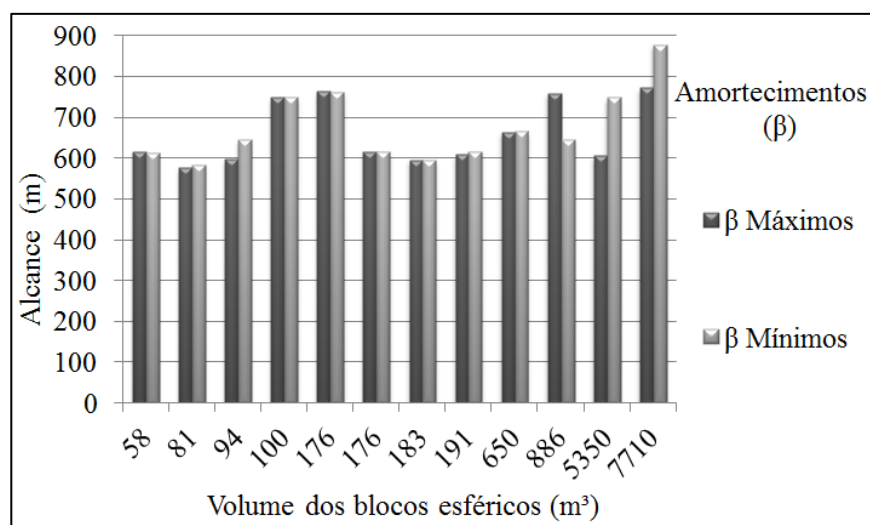


Figura 164 – Alcances dos blocos esféricos segundo a variação dos amortecimentos. Paredes com rigidezes máximas.

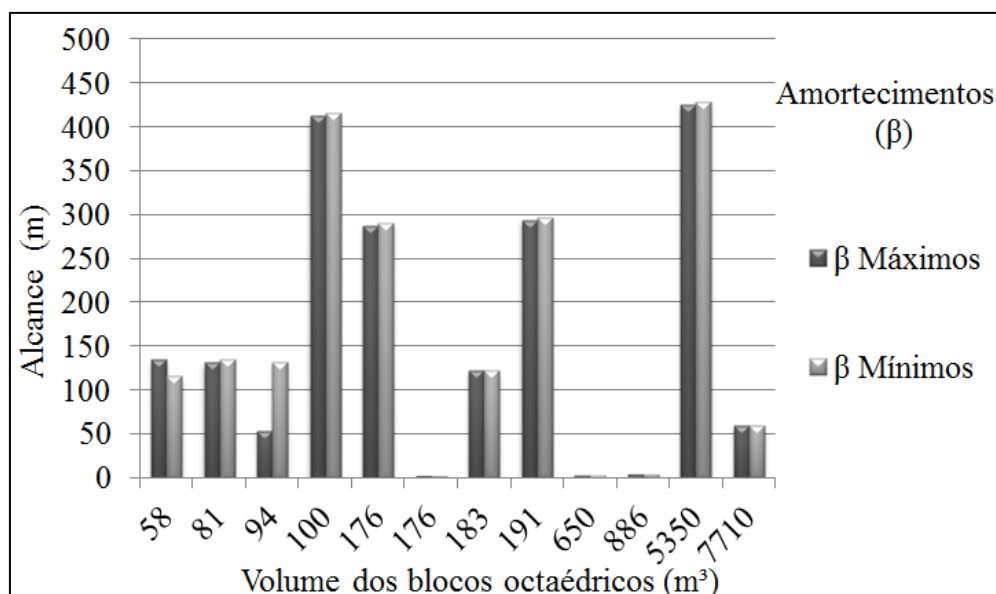


Figura 165 – Alcances dos blocos octaédricos segundo a variação dos amortecimentos. Paredes com rigidezes máximas.

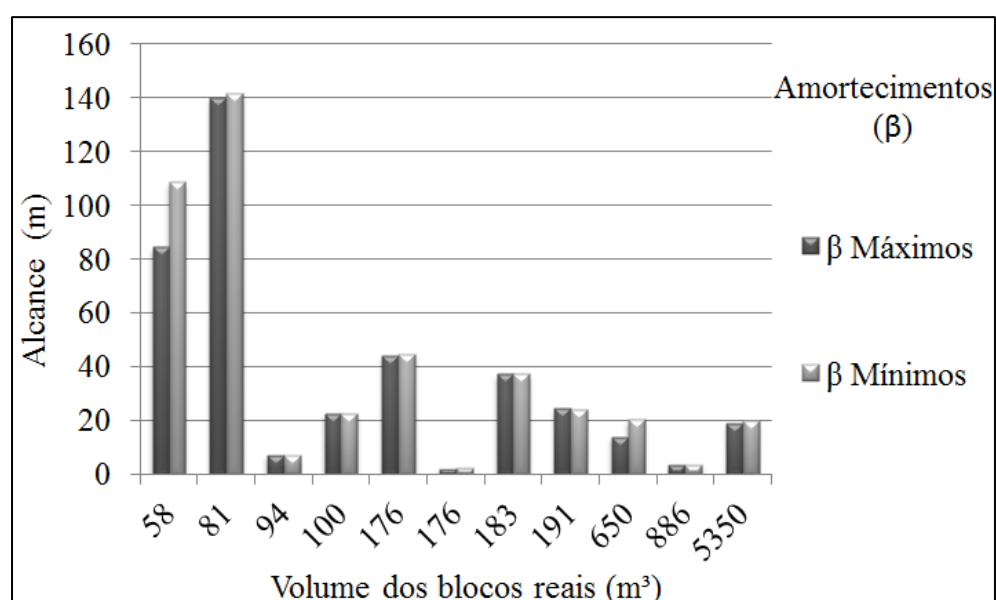


Figura 166 – Alcances dos blocos com geometrias reais aproximadas segundo a variação dos amortecimentos. Paredes com rigidezes máximas.

As figuras 167, 168 e 169 são histogramas que representam respectivamente os alcances dos blocos esféricos, octaédricos e com geometrias reais aproximadas segundo a variação dos amortecimentos. Também são fornecidos os coeficientes de variação e médias dos alcances. Tais resultados são de simulações com paredes de rigidezes máximas.

Os resultados mostram que a variação dos amortecimentos surtiu pouco efeito nos alcances das simulações dos blocos, especialmente no caso dos blocos com geometrias reais aproximadas. Os alcances dos blocos reais aproximados foram os que apresentaram a maior dispersão dos dados, que ficou em cerca de 115%.

Como esperado, as médias dos amortecimentos mínimos das três geometrias adotadas foram superiores às verificadas para os amortecimentos mínimos.

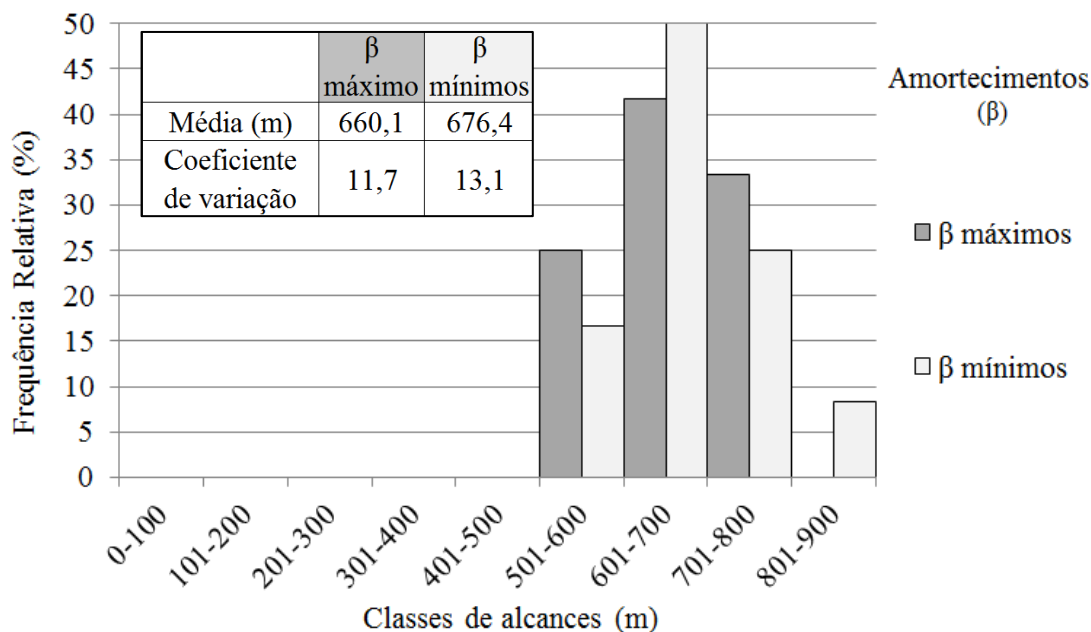


Figura 167 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos esféricos para amortecimentos máximos e mínimos. Paredes com rigidezes máximas.

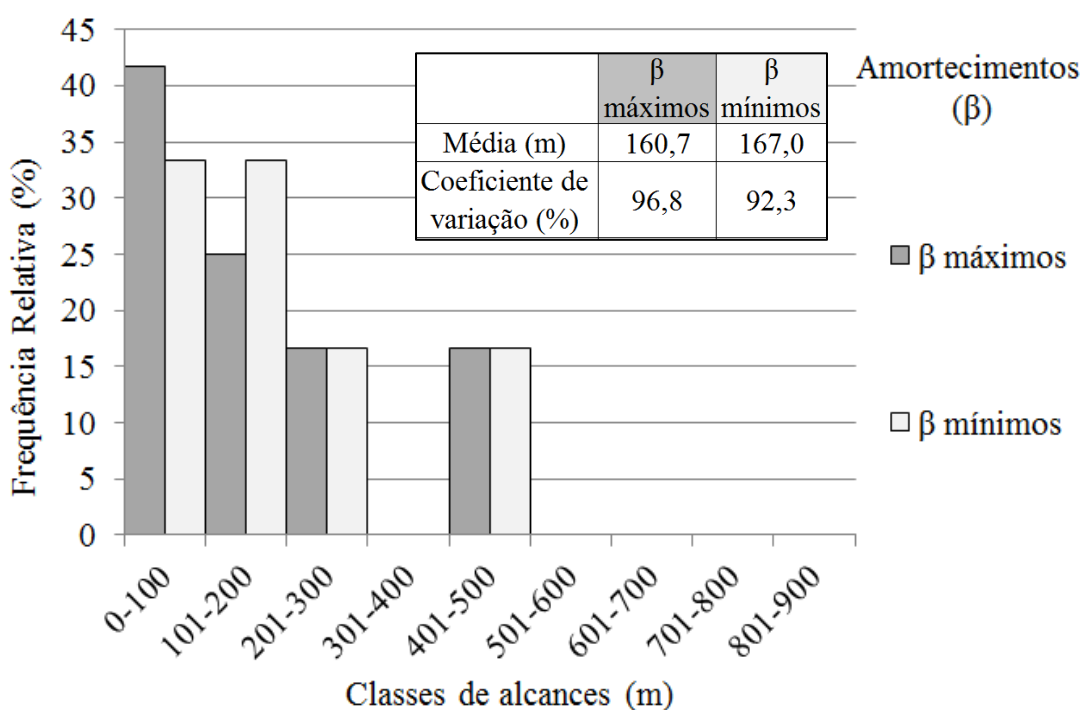


Figura 168 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos octaédricos para amortecimentos máximos e mínimos. Paredes com rigidezes máximas.

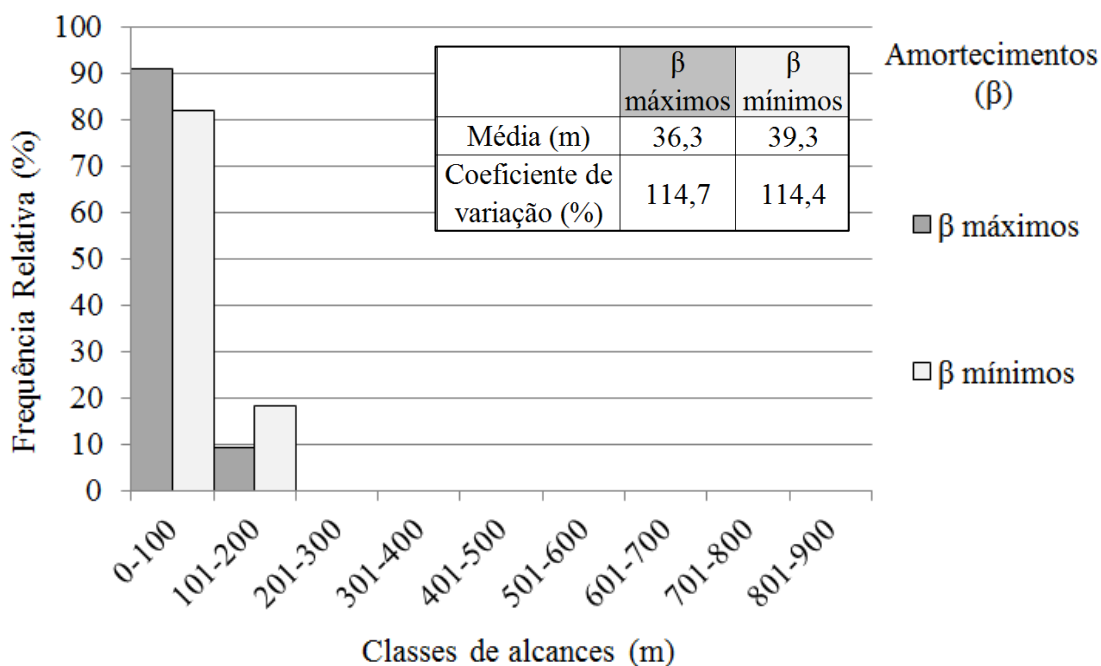


Figura 169 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos com geometria real aproximada para amortecimentos máximos e mínimos. Paredes com rigidezes máximas.

Mesmo com paredes possuindo rigidezes mínimas não foram constatadas, na maioria das simulações, grandes variações de alcances com a alteração do amortecimento para as três geometrias de blocos adotadas (Figuras 170, 171 e 172). Assim como nos casos anteriores, houve apenas uma pequena alteração do alcance conforme as alterações nos amortecimentos.

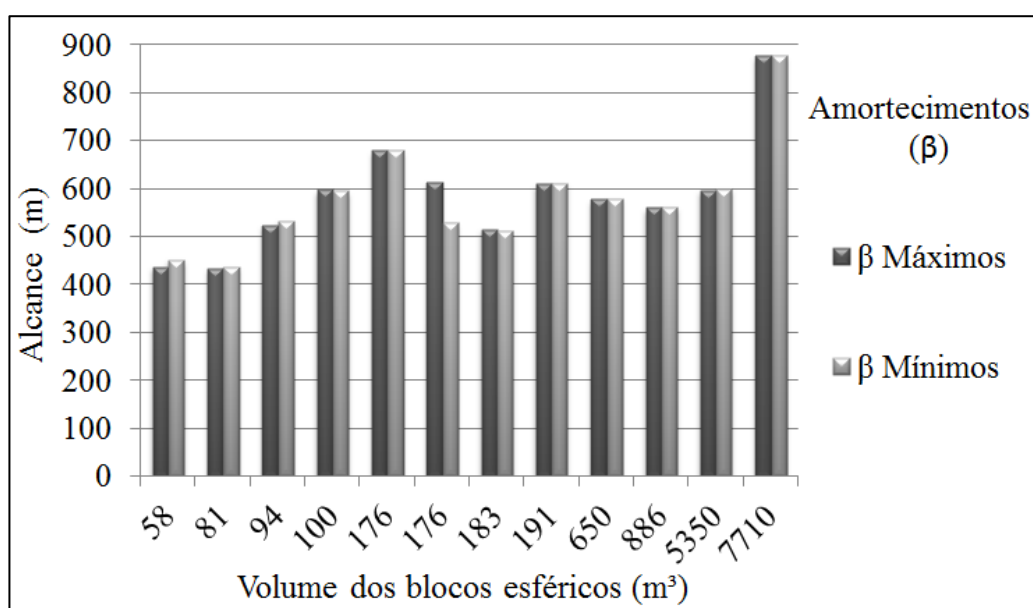


Figura 170 – Alcances dos blocos esféricos segundo a variação dos amortecimentos. Paredes com rigidezes mínimas.

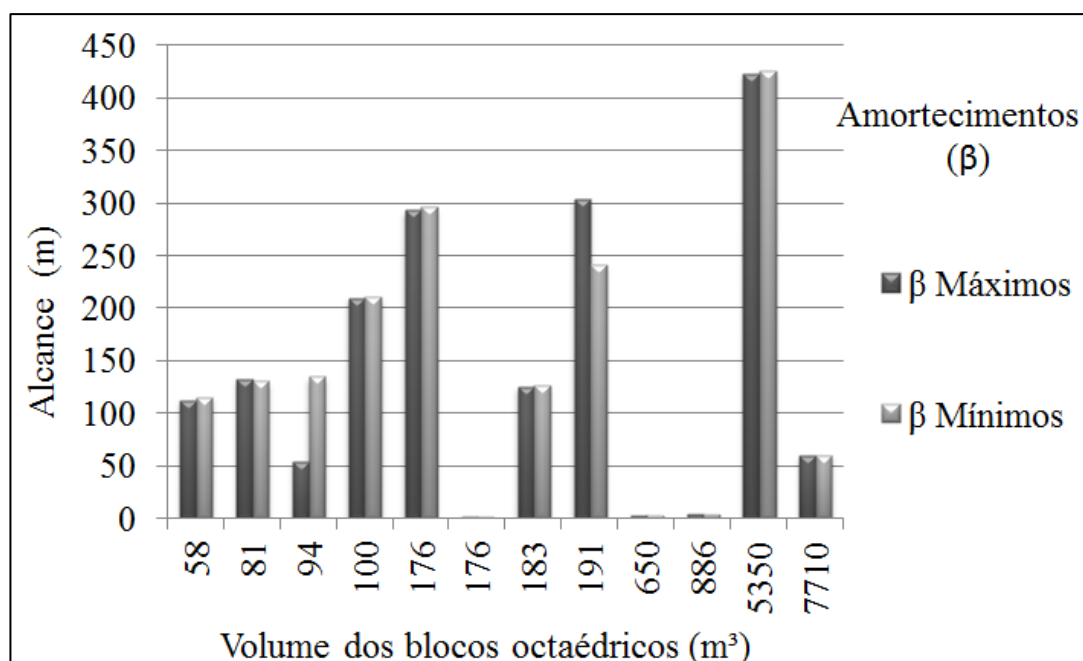


Figura 171 – Alcances dos blocos octaédricos segundo a variação dos amortecimentos. Paredes com rigidezes mínimas.

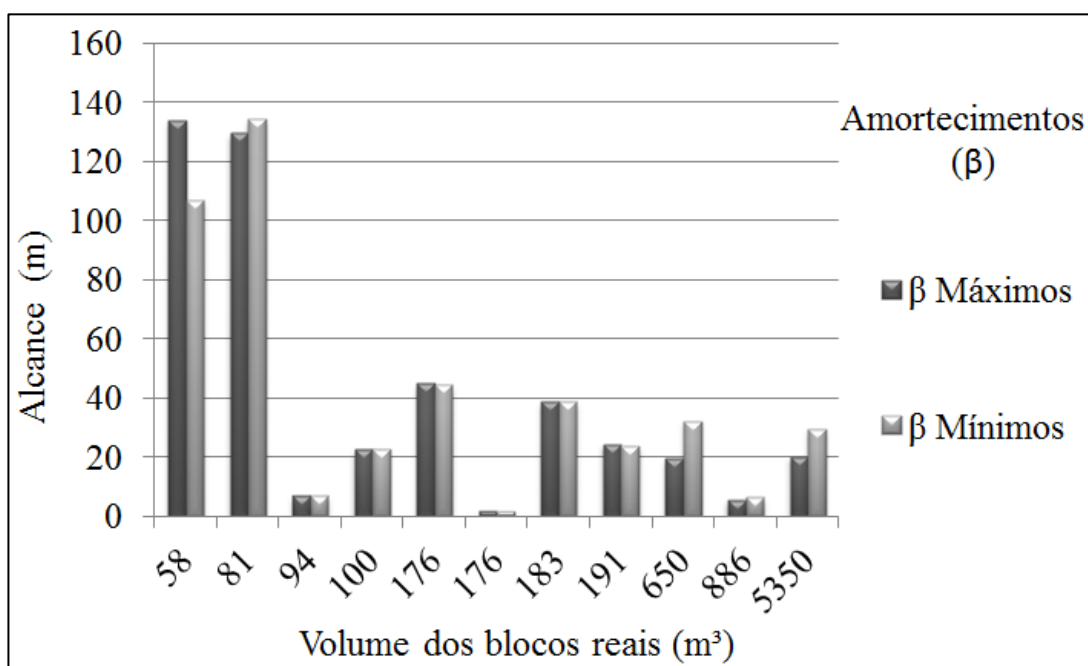


Figura 172 – Alcances dos blocos com geometrias reais aproximadas segundo a variação dos amortecimentos. Paredes com rigidezes mínimas.

As figuras 173, 174 e 175 são histogramas que representam respectivamente os alcances dos blocos esféricos, octaédricos e com geometrias reais aproximadas segundo a variação dos

amortecimentos. Também são fornecidos os coeficientes de variação e médias dos alcances. Tais resultados são de simulações com paredes possuindo rigidezes mínimas.

Os resultados mostram que a variação dos amortecimentos surtiu pouco efeito nos alcances das simulações dos blocos, especialmente no caso dos blocos com geometrias reais aproximadas. Novamente os alcances dos blocos reais aproximados foram os que apresentaram a maior dispersão dos dados.

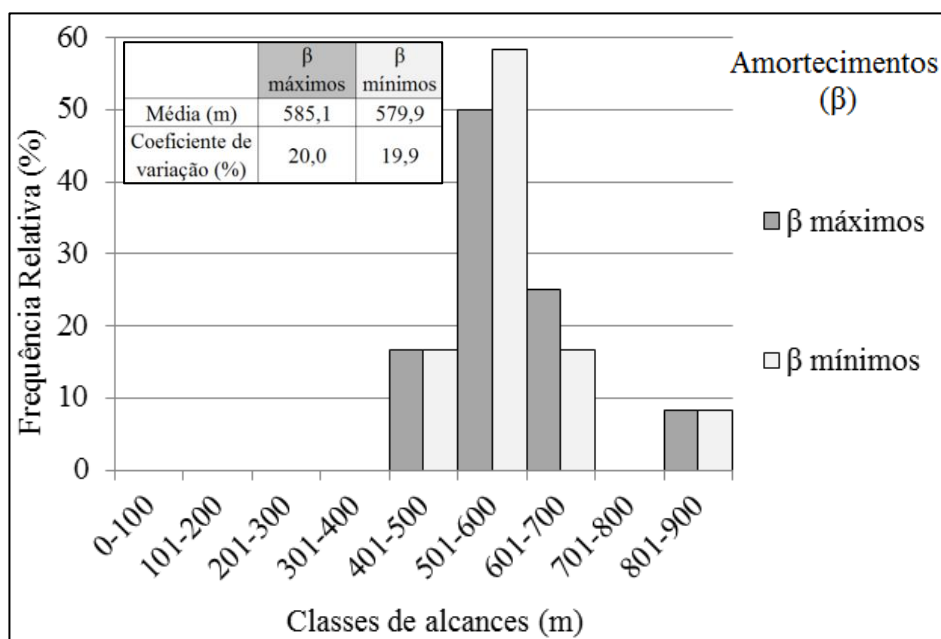


Figura 173 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos esféricos para amortecimentos máximos e mínimos. Paredes com rigidezes mínimas.

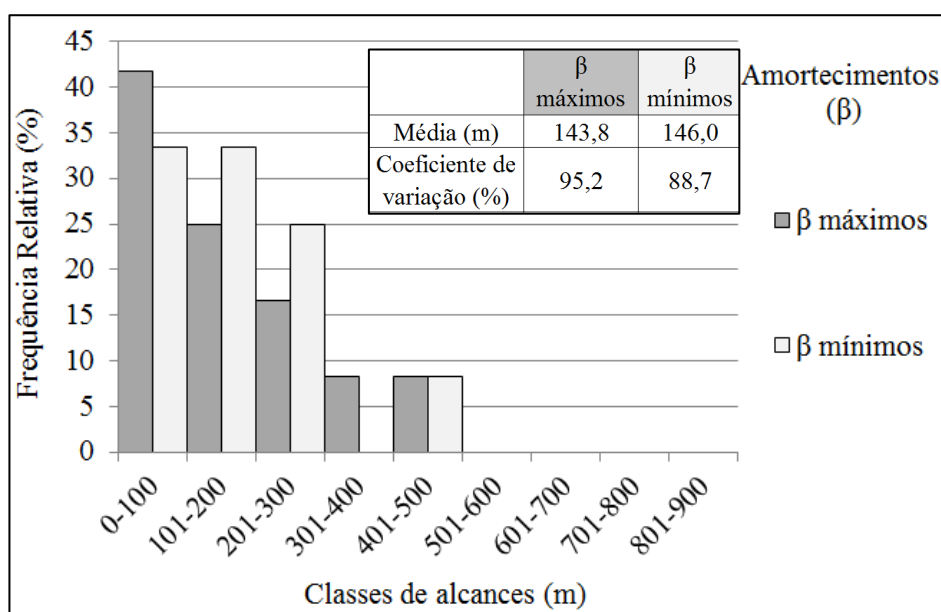


Figura 174 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos com geometria real aproximada para amortecimentos máximos e mínimos. Paredes com rigidezes mínimas.

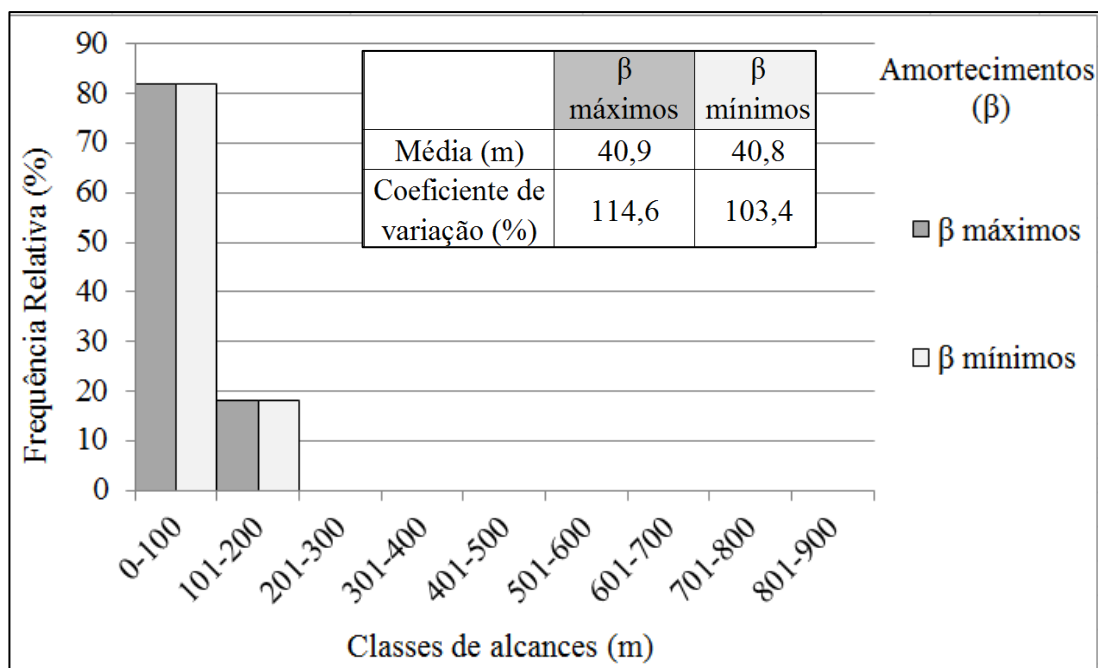


Figura 175 – Histograma, média e coeficiente de variação de alcances dos blocos com geometria real aproximada para amortecimentos máximos e mínimos. Paredes com rigidezes mínimas.

As figuras 176 e 177 mostram, em porcentagem, as diferenças entre os alcances (D.R.) calculadas segundo a equação 112 para as três geometrias adotadas. A figura 176 é o resultado das simulações onde foram adotadas as rigidezes máximas para as paredes enquanto a figura 177 é resultado das simulações feitas com rigidezes mínimas.

$$D.R. (\%) = [(R_{\beta\text{mín}} - R_{\beta\text{máx}}) \cdot 100] / R_{\beta\text{máx}} \quad (112)$$

Onde: $D.R.$ é a diferença de alcance;

$R_{\beta\text{mín}}$ é o alcance para paredes com amortecimentos mínimos; e

$R_{\beta\text{máx}}$ é o alcance para paredes com amortecimentos máximos.

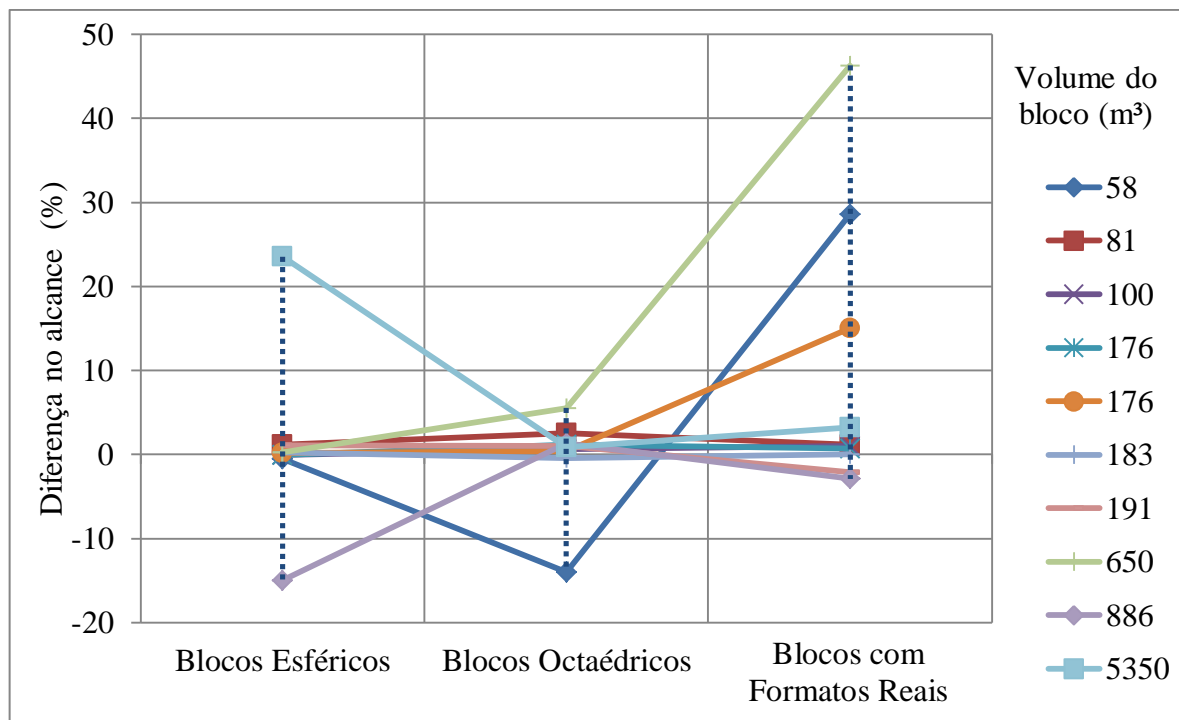


Figura 176 – Diferença de alcance, em porcentagem, apresentada pelos blocos segundo suas diferentes geometrias para rigidezes máximas.

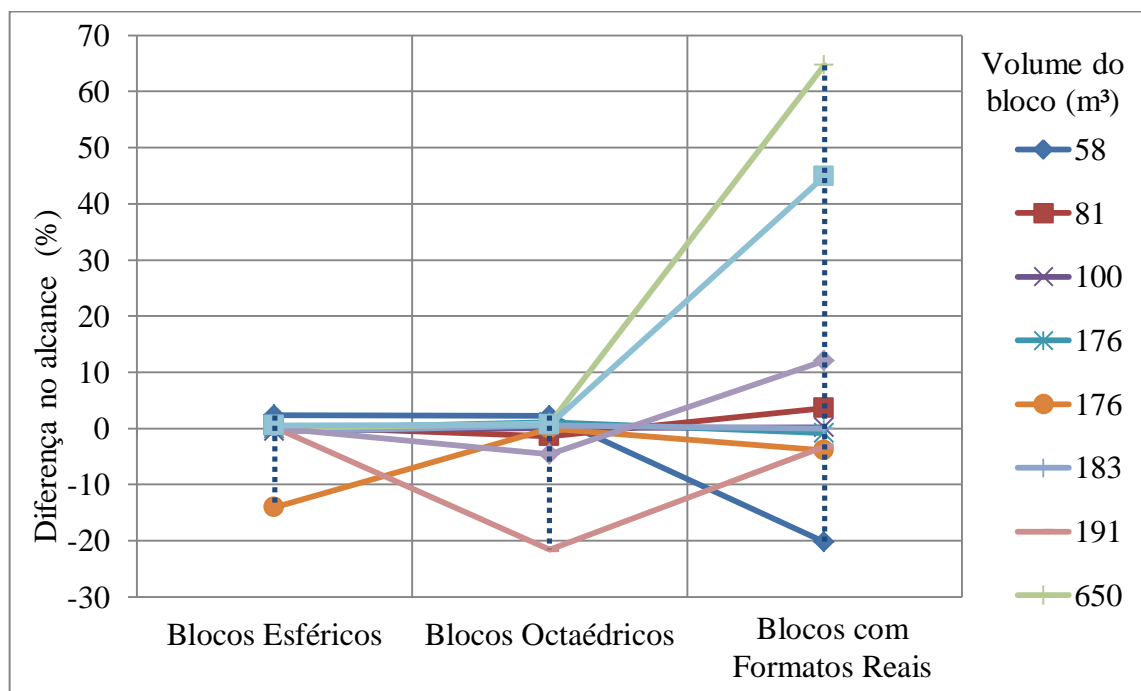


Figura 177 – Diferença de alcance, em porcentagem, apresentada pelos blocos segundo suas diferentes geometrias para rigidezes mínimas.

Os resultados apontaram que o amortecimento pode causar uma variação de -20% até cerca de 65% do alcance dos blocos, conforme sua geometria. Esperava-se que todas as diferenças de alcances fossem positivas, já que teoricamente os alcances seriam maiores para

paredes com amortecimentos mínimos. Porém, de acordo com os gráficos apresentados, nem todos os alcances de blocos se comportaram dessa maneira.

9.3.4. O efeito da geometria no alcance dos blocos

A geometria dos blocos cumpre importante papel na distância percorrida pelos blocos. É o que pode ser observado nos histogramas apresentados anteriormente. As modas dos alcances dos blocos esféricos ficaram nas classes mais elevadas (entre 500 e 700 metros) enquanto as modas dos blocos com geometrias reais aproximadas situaram-se na primeira classe (entre 0 e 100 metros).

Como esperado, os alcances dos blocos esféricos foram bem superiores aos dos blocos octaédricos, que por sua vez foram maiores que os alcances dos blocos com geometrias reais aproximadas. A figura 178 ilustra esse fato. Ela representa os resultados das simulações de paredes com amortecimentos e rigidezes máximas. Esse comportamento foi observado em todas as categorias de simulações. É importante notar que quando os blocos assumiram suas geometrias reais aproximadas, a maioria dos blocos praticamente interrompeu sua movimentação no início das simulações.

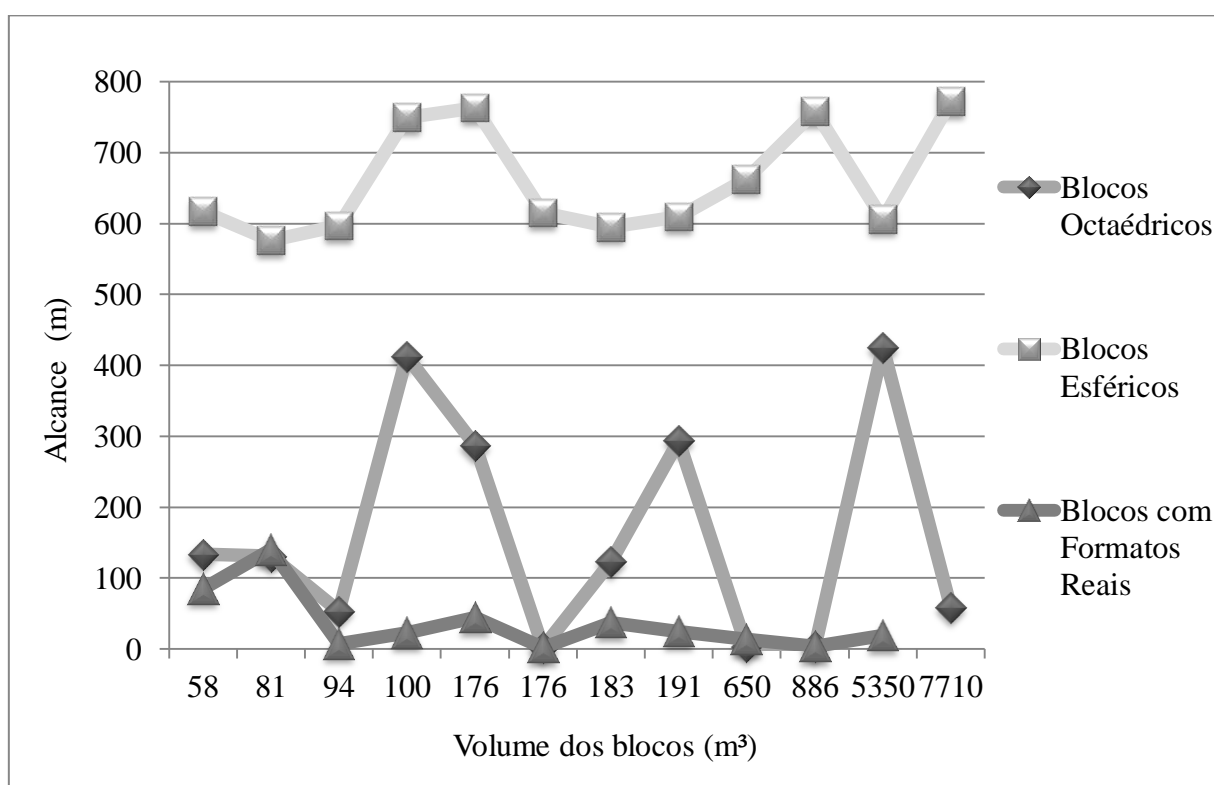


Figura 178 – Alcances dos doze blocos conforme suas geometrias para rigidezes e amortecimentos máximos.

A figura 179 representa o decréscimo do alcance, em porcentagem, dos blocos octaédricos frente aos alcances dos blocos esféricos. Nesse caso as simulações foram realizadas com amortecimentos máximos e rigidezes máximas ou mínimas. Nota-se que três dos blocos octaédricos interromperam sua movimentação já no início de sua movimentação.

Nesse caso, a alteração do formato dos blocos de esféricos para octaédricos levou à redução média de 75,5% para simulações com paredes portando rigidezes máximas e uma redução média de 75,1% para aquelas contendo rigidezes mínimas. Portanto, a alteração da rigidez é praticamente irrelevante na diferença de alcance entre blocos octaédricos e esféricos.

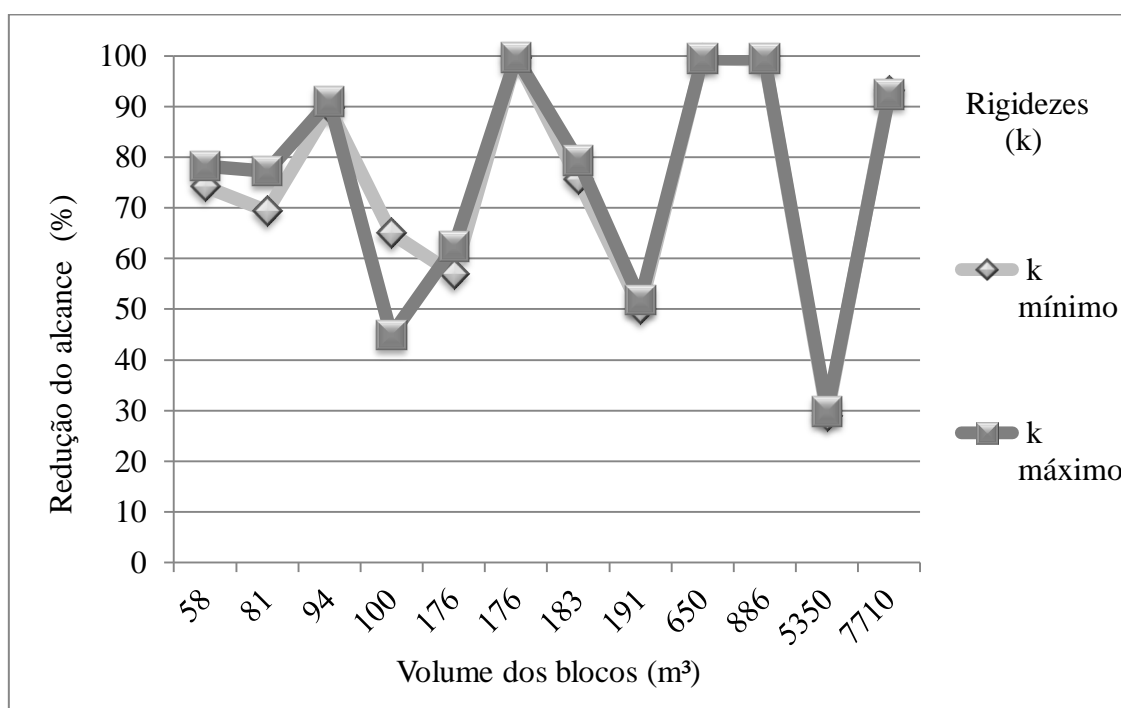


Figura 179 – Redução do alcance, em porcentagem, apresentada pelos blocos octaédricos frente aos blocos esféricos segundo diferentes rigidezes para amortecimentos máximos.

No caso das simulações realizadas com amortecimentos mínimos, a diferença de alcances se comportou de forma idêntica às encontradas para as simulações com amortecimentos máximos (Figura 180). Nesse conjunto de simulações, a alteração do formato dos blocos levou a uma redução média de 75,8% para simulações com paredes possuindo rigidezes máximas e uma redução média de 74,7% para aquelas contendo rigidezes mínimas. Novamente a alteração da rigidez praticamente não alterou a diferença entre os alcances dos blocos. Assim, pode-se afirmar que a rigidez das paredes não influi consideravelmente na diferença de alcance entre blocos octaédricos e esféricos.

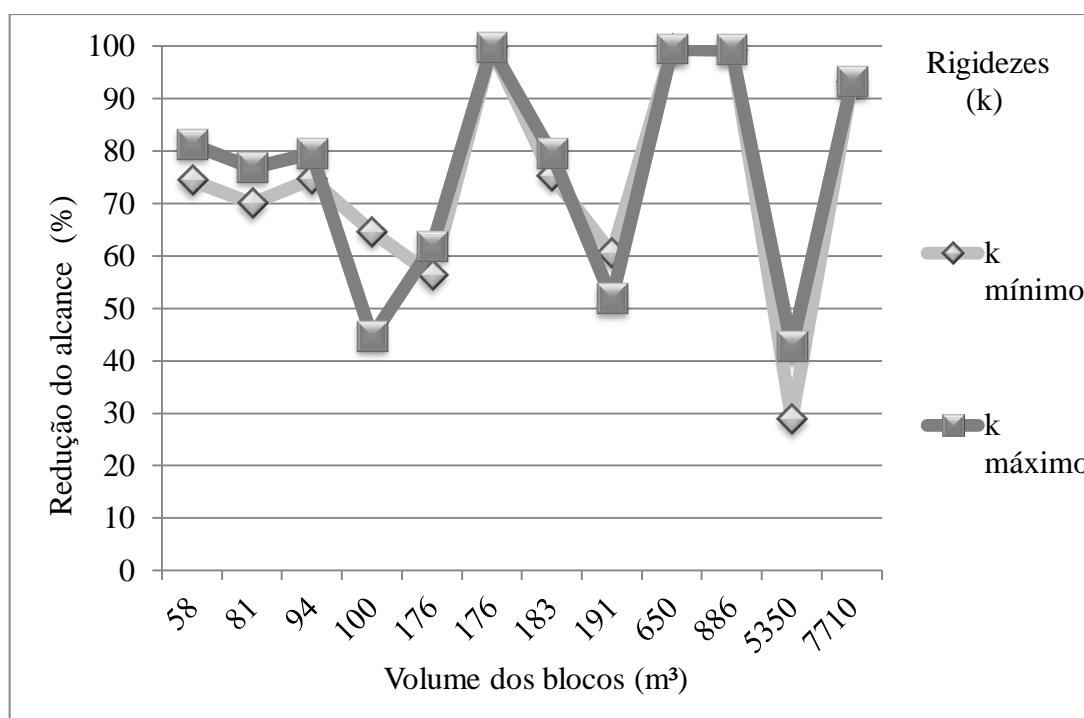


Figura 180 – Redução do alcance, em porcentagem, apresentada pelos blocos octaédricos frente aos blocos esféricos segundo diferentes rigidezes para amortecimentos mínimos.

Entretanto, quando são analisados os resultados das simulações realizadas com blocos com suas geometrias reais aproximadas há claramente uma interferência significativa da rigidez na diferença de alcance entre os blocos com suas geometrias reais e os esféricos.

A figura 181 mostra os resultados das simulações realizadas com paredes possuindo amortecimentos máximos. Para rigidezes máximas com blocos assumindo suas geometrias reais aproximadas, houve uma redução média de 94,1% dos valores encontrados para blocos esféricos. Isso significa que os blocos percorreram curtas distâncias nessas condições. Já quando as paredes assumiram suas rigidezes mínimas, os alcances dos blocos reais foram de 79,6% dos alcances dos blocos esféricos.

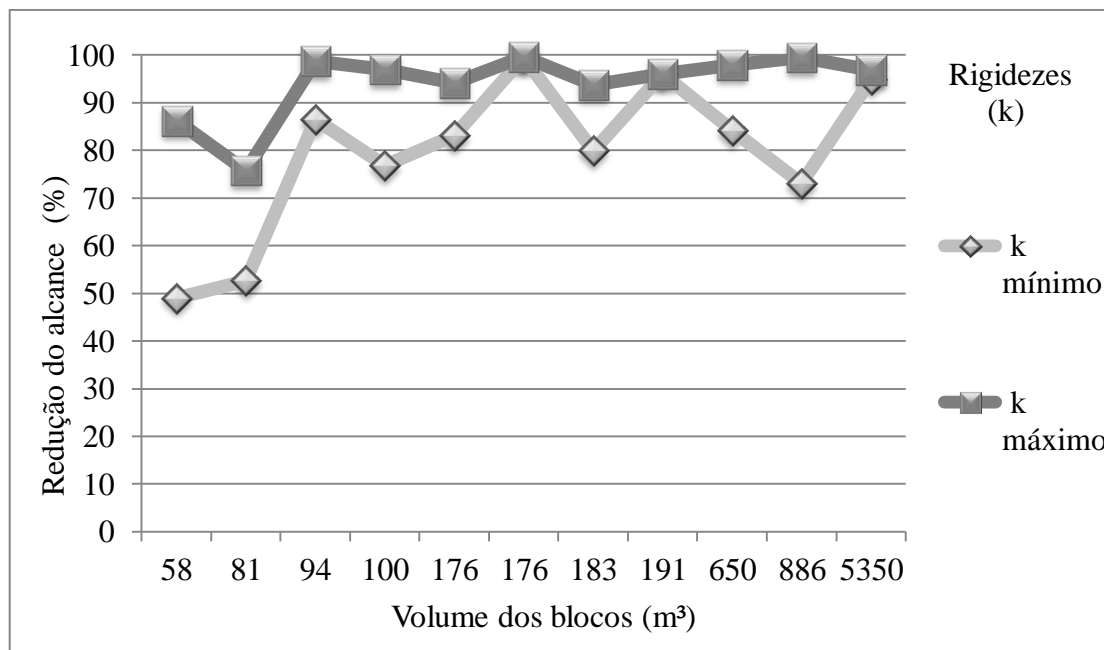


Figura 181 – Redução do alcance, em porcentagem, apresentada pelos blocos com geometrias reais aproximadas frente aos blocos esféricos segundo diferentes rigidezes para amortecimentos máximos.

Comportamento análogo ao da situação anterior ocorreu nas simulações realizadas com amortecimentos mínimos (Figura 182). Os resultados das simulações mostram uma diminuição média do alcance dos blocos reais médio de 93,7% referente aos alcances dos blocos esféricos para rigidezes máximas e de 77,6% no caso das simulações com rigidezes mínimas.

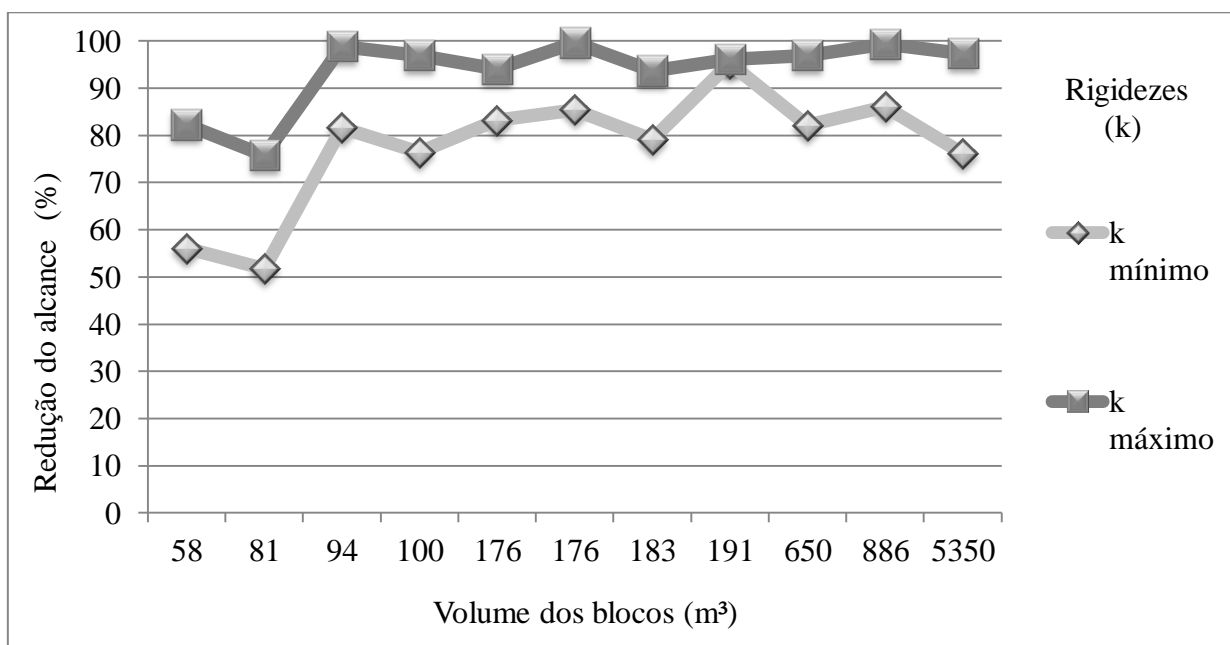


Figura 182 – Redução do alcance, em porcentagem, apresentada pelos blocos com geometrias reais aproximadas frente aos blocos esféricos segundo diferentes rigidezes para amortecimentos mínimos.

9.4.Área atingida pelos blocos

A análise dos percursos dos blocos permitiu a delimitação da área suscetível à ocorrência de queda de blocos. Foram representados e calculados os percursos e as áreas suscetíveis à passagem dos doze blocos nas três geometrias adotadas conforme os seus máximos alcances segundo determinadas condições. Esses percursos e áreas referentes aos blocos esféricos, octaédricos e com formatos reais aproximados podem ser visualizados, respectivamente, nos apêndices I, J e K.

As áreas delimitadas nessas imagens referem-se aos alcances dos blocos em simulações com amortecimento mínimo e rigidezes máximas ou mínimas conforme indicados na tabela 18.

Tomando-se como referência a área atingida pelos blocos esféricos no Bairro da Glória, os blocos octaédricos perfazem cerca de 29% dessa área, que é alterada para aproximadamente um quinto da área atingida por blocos esféricos quando se adotam blocos com geometrias reais aproximadas. Esse fato mostra, mais uma vez, como a geometria é de suma importância no tamanho da área suscetível à ocorrência de queda de blocos.

Tabela 18 – Área suscetível à queda de blocos conforme as geometrias dos blocos e rigidezes.

Rigidezes	Geometria	Área (m ²)	Área (%)	Nº de construções
Máximas	Blocos Esféricos	130.943	100,0	109
Máximas	Blocos Octaédricos	37.281	28,5	-
Mínimas	Blocos reais aproximados	25.104	19,2	-

As diferentes dimensões dessas áreas levam também à modificação do número de construções aí situadas. Para as áreas suscetíveis à ocorrência de blocos octaédricos e reais foi constatada a ausência de construções, ao passo que para a região delimitada segundo o percurso de blocos esféricos foram contabilizadas 109 edificações. Isso significa que a geometria do bloco é um parâmetro decisivo no que pode vir a acontecer aos habitantes do Bairro da Glória caso haja a ocorrência de um evento de queda de blocos.

9.5.Modos de movimentação dos blocos

Nos apêndices L, M e N estão representadas as trajetórias dos blocos esféricos, octaédricos e de geometrias reais conforme as condições de rigidez e amortecimento expostas anteriormente.

De acordo com essas figuras é possível afirmar que a saltação é o modo de movimentação predominante ao longo do percurso de blocos esféricos e que o rolamento ocorre na porção final do percurso, onde a declividade é baixa.

Para os blocos octaédricos há diferentes modos de movimentação envolvidos ao longo do percurso. Nas trajetórias onde há deslizamento, os blocos não atingem grandes alcances. Porém, os blocos que saltaram ao longo de seus percursos atingiram alcances maiores. Contudo os saltos dos blocos octaédricos têm menores dimensões quando comparados com os saltos dos blocos esféricos.

Por fim, nos blocos com geometrias reais aproximadas ocorre claramente uma predominância do deslizamento como modo de movimentação. E é justamente esse o comportamento esperado para lascas de rocha e blocos cuja dimensão é muito menor que as outras duas.

Possivelmente os diferentes comportamentos assumidos pelos blocos em suas trajetórias alteraram a maneira pela qual a rigidez e o amortecimento interferiram no alcance dos blocos. Tal análise ainda é inédita em trabalhos científicos.

9.6.Comparação entre as distâncias percorridas pelos blocos nos programas PFC-3D e RocFall

A comparação dos resultados obtidos a partir das simulações realizadas no RocFall e no PFC-3D permitem afirmar que as distâncias percorridas pelos blocos esféricos foram praticamente iguais nos modelos simulados com inclinação de 30°, quando foi anulada a velocidade angular no PFC-3D (Figura 183). Quando a velocidade angular da partícula não foi alterada no PFC-3D, o bloco saiu do modelo, pois ultrapassou o limite marcado pelo plano horizontal.

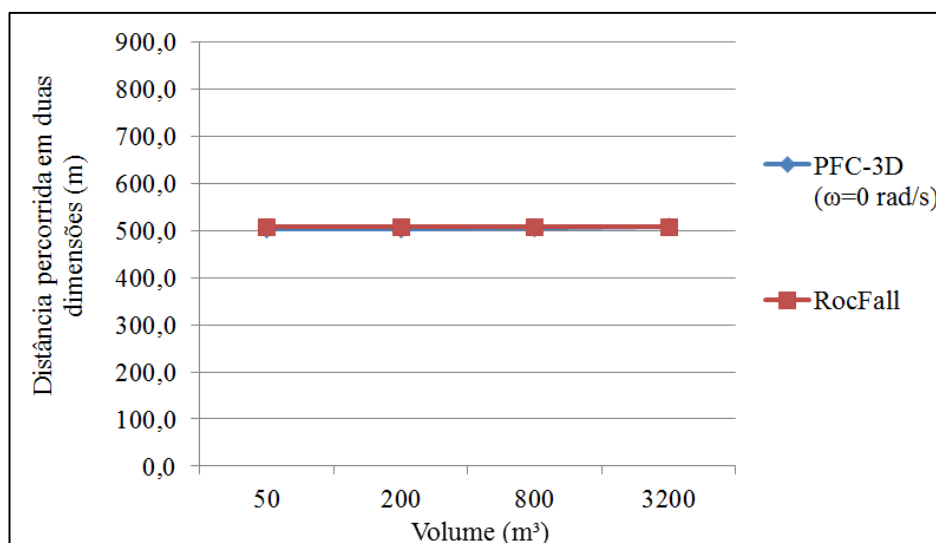


Figura 183– Distância percorrida pelos blocos esféricos nos programas PFC-3D e RocFall.

Porém, a diferença entre as distâncias apresentadas pelas simulações realizadas nos dois programas para o plano com inclinação de 45° ficou em cerca de 200 metros (considerando nula a velocidade angular no PFC-3D). Nesse caso os resultados dessas simulações mostram que os blocos esféricos percorreram uma distância maior no PFC-3D se comparados com as distâncias das simulações do *RocFall* (Figura 184). Nessas simulações os blocos também ultrapassaram o plano vertical quando não foi anulada a velocidade angular nas simulações do PFC-3D.

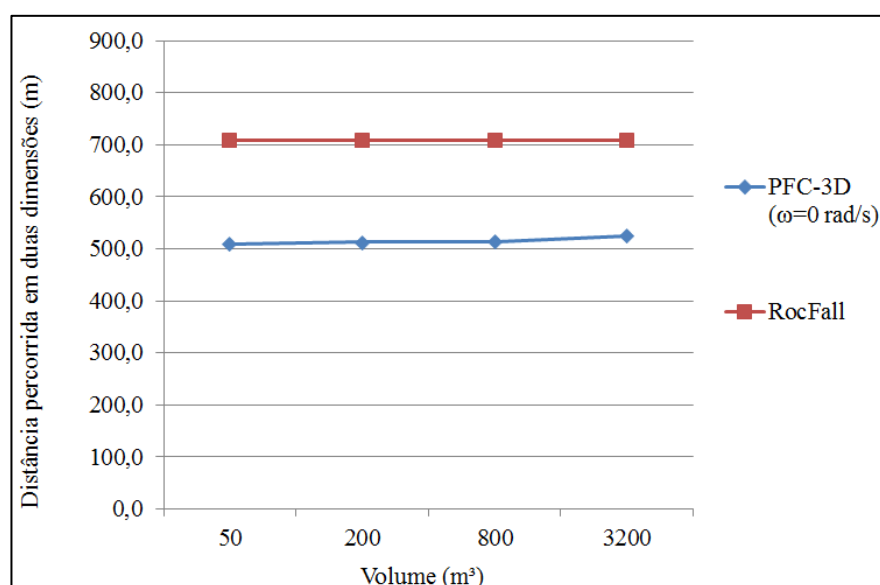


Figura 184 – Distância percorrida pelos blocos esféricos nos programas PFC-3D e RocFall.

As diferentes distâncias encontradas pelos programas podem estar relacionadas ao fato de que no *RocFall* o momento angular e por consequência o rolamento não é considerado pelo programa, o que o diferencia do PFC 3-D que considera o rolamento em sua simulação. Dessa forma quando a velocidade angular do PFC-3D não foi anulada os blocos atingiram distâncias enormes, o que levou o bloco a ultrapassar o plano vertical. Entretanto, quando a velocidade angular foi anulada nas simulações essas distâncias ficaram menores que aquelas encontradas no *RocFall*. Portanto, para serem iguais os alcances nos dois programas uma parcela do valor de velocidade angular do PFC-3D deve ser removida. Tal remoção parcial de velocidade angular parece estar em concordância com a hipótese levantada por Preh e Poisel (2008). Porém, essa parcela varia de acordo com o ângulo de inclinação da superfície inclinada. Os resultados indicam que quanto maior for esse ângulo, maior será a diferença entre as distâncias obtidas nos dois programas.

10. CONCLUSÕES E SUGESTÕES

A redução do teor de umidade do solo nas épocas mais secas do ano traz como consequência uma elevação do módulo de deformabilidade, que é relevante para o cálculo do módulo modificado segundo a mecânica do contato. Segundo a bibliografia, o coeficiente de Poisson é outro parâmetro afetado pela umidade do solo. A modificação de ambos os parâmetros influenciam de forma decisiva o cálculo da rigidez. Como resultado da variação da rigidez nas simulações em função do grau de saturação do solo, observou-se que o grau de saturação de um solo é um dos fatores que afetam consideravelmente o alcance de blocos esféricos. O alcance do bloco é cerca de 20% superior em solos com baixo grau de saturação se comparados com aqueles encontrados para solos com elevado grau de saturação. Embora não tenha sido possível a realização de simulações de blocos com geometrias octaédricas e reais, muito provavelmente o grau de saturação do solo também intervirá no alcance dessas partículas.

Ao contrário do que se esperava não foram confirmados aumentos nos alcances com a elevação do volume dos blocos. Provavelmente tal fato está relacionado com as diferentes trajetórias impostas pela superfície topográfica e com os diferentes modos de movimentação assumidos pelos blocos ao longo de seus percursos.

Dentre todos os parâmetros analisados a geometria dos blocos é o fator mais importante no alcance. De acordo com as simulações realizadas, os blocos esféricos apresentam os maiores alcances, com médias de alcance de cerca de quatro vezes os alcances dos blocos com arranjo octaédrico e, muitas vezes, superior a quatorze vezes os alcances médios dos blocos com forma próximas daquelas encontradas na área de estudo.

Os resultados dessa tese mostram que a simplificação da geometria dos blocos em análises de processos de queda de blocos (o que muitas vezes ocorre) pode levar à superestimação dos alcances e, conseqüentemente, das áreas suscetíveis à queda de blocos. Este efeito está essencialmente relacionado com os modos de movimentação dos blocos. Os esféricos, que se deslocam principalmente por saltação, perdem sua energia mais lentamente que as outras geometrias analisadas. Já os octaédricos se movimentam predominantemente por saltação, embora também ocorram deslizamentos. Nesse caso os saltos são de pequenas dimensões (tanto em altura como em comprimento) e, portanto, tocam a superfície com maior frequência, resultando em maior perda de energia do que as verificadas nos saltos dos blocos esféricos para uma mesma distância. Já nos blocos com forma próxima da real há um forte

predomínio do deslizamento como forma de movimentação dos blocos. Com isso há uma grande perda de energia por atrito, o que leva a um menor alcance desses blocos.

Além disso, a rigidez e o amortecimento influenciam de formas diferentes os alcances dos blocos conforme suas geometrias.

Na maioria das simulações a variação do amortecimento pouco contribuiu para a alteração dos alcances. Dentre as três geometrias adotadas para os blocos, as maiores diferenças percentuais de alcance foram verificadas nos blocos com geometrias reais aproximadas. Conforme esperado, a tendência geral é que quanto maior o amortecimento da superfície topográfica, menor será o alcance dos blocos, embora essa diferença seja pequena.

Diferentemente do amortecimento, a modificação da rigidez influenciou consideravelmente o comportamento do alcance de blocos esféricos. O valor do alcance chegou a aumentar em até 30% quando foi adotada a rigidez máxima nas simulações com blocos esféricos. Para as demais geometrias analisadas, especialmente para blocos octaédricos, as simulações mostraram que a rigidez tem pouca relevância em seus alcances. Contudo, alguns blocos com geometrias reais chegaram a apresentar diferenças elevadas de alcance em termos percentuais.

A análise geoestatística dos dados de alcance permitiu identificar um padrão nos resultados. O coeficiente de variação mostrou que os alcances dos blocos esféricos não ficaram muito dispersos em relação à média. Entretanto, os coeficientes de variação de blocos com geometrias reais demonstram o alto grau de dispersão dos dados resultantes das simulações. A análise das modas nos histogramas mais uma vez confirmou que a geometria dos blocos afeta consideravelmente o alcance. As modas dos blocos esféricos situaram-se em classes superiores de alcance enquanto as modas das outras geometrias ficaram na primeira classe de alcance, isto é, entre 0 e 100 metros.

A comparação dos resultados apresentados pelos programas PFC-3D e *RocFall* para blocos esféricos mostra que a diferença entre as distâncias percorridas pelos blocos aumentou com a elevação da inclinação de um dos planos que constitui o modelo. Quando a velocidade angular das simulações realizadas no PFC-3D não foi modificada, os blocos atingiram grandes distâncias, chegando a ultrapassar a região demarcada pelo plano horizontal. Contudo, quando a velocidade angular foi anulada, os blocos apresentaram alcances menores que os obtidos no *RocFall*.

A diferença entre os alcances verificados nos dois programas está relacionada com a velocidade angular nas simulações. O *RocFall*, como já foi dito, impossibilita o rolamento nas

simulações e o rolamento no PFC 3-D é controlado especialmente pela velocidade angular, que, segundo Preh e Poisel (2008), pode superestimar o alcance dos blocos. Dessa forma para que ocorra coincidência entre os alcances verificados nos dois programas o *RocFall* deve considerar o rolamento em suas simulações e/ou o PFC 3-D deve reduzir a magnitude de sua velocidade angular. Recomenda-se um estudo mais aprofundado do tema para informar sobre qual dos dois programas apresenta resultado mais confiável e que melhorias devem ser implementadas nas simulações dos programas.

O número de construções e a área suscetível à passagem dos blocos no bairro da Glória oscilam conforme as alterações efetuadas nos modelos. Se os blocos forem esféricos ou aproximadamente esféricos, cento e nove construções poderão ser atingidas pelas partículas ao longo do seu percurso. Entretanto, blocos mais irregulares ou lascas não vão muito distantes e dessa forma não conseguem atingir nenhuma edificação. Por isso, de acordo com a geometria do bloco rochoso, um evento de queda de blocos poderá ou não causar danos socioeconômicos aos habitantes do bairro da Glória, de acordo com a geometria do bloco rochoso.

As formulações físicas trazidas à análise pela mecânica do contato têm a vantagem de tratar o problema de forma mais completa e realista, possibilitando ao geólogo de engenharia ou ao engenheiro geotécnico a compreensão mais apurada e ampla dos parâmetros físicos relevantes no processo. Entretanto, sua aplicação prática requer a determinação experimental de um grande número de propriedades, acarretando uma análise mais dispendiosa em relação aos recursos e ao tempo necessário para sua conclusão.

Embora ainda pouco explorado, há claramente um elevado potencial de aplicação do DEM no tratamento do problema adotado nessa tese. Porém a construção do modelo exige cuidados e dados detalhados de topografia e diversos parâmetros de entrada que, ainda hoje, não são bem conhecidos na literatura.

Aqui não foram realizadas análises de outras variáveis importantes no processo de queda de blocos. Por isso aqui são feitas sugestões sobre trabalhos futuros que podem ser realizados.

A primeira diz respeito ao efeito da topografia do terreno: se a malha composta por paredes fosse refinada, isto é, se paredes de dimensões menores fossem adotadas qual seria o resultado obtido para os diferentes alcances? Outra possibilidade é adoção de um espaçamento maior entre os pontos dos vértices das paredes.

A segunda diz respeito a um estudo mais detalhado do volume dos blocos. Mantendo suas posições iniciais, como se comportaria o alcance dos blocos caso os raios das esferas que compõem os blocos fosse alterado?

Uma terceira sugestão proposta aqui é de como a fragmentação influi no alcance. Como se dá o processo de fragmentação do bloco ao longo de seu percurso e como isso afetaria o alcance do mesmo?

Como visto na tese, o estudo detalhado do depósito de tálus é de vital importância em queda de blocos. Entretanto não foram encontrados, até o momento, na literatura científica, trabalhos que digam qual o procedimento a ser adotado na determinação de parâmetros geomecânicos associados a essa unidade. Os escassos dados que existem não informam como eles foram obtidos.

Outra observação a ser feita é de como a vegetação rasteira presente no terreno pode vir a influenciar o percurso e alcance dos blocos. Não foram encontrados estudos que digam de que forma a vegetação de um terreno possa vir a influenciar no alcance dos blocos.

A quase totalidade das simulações existentes é bidimensional. Entretanto, já foi demonstrado que simulações bidimensionais apresentam resultados diferentes daquelas realizadas em três dimensões. Essas últimas ainda são escassas na literatura científica.

Por fim, cabe ressaltar que, embora o estudo dos outros tipos de movimento de massa, como escorregamentos e corridas já esteja num estágio avançado, o estudo de queda de blocos está relegada para segundo plano no Brasil. Dessa forma, muitos estudos ainda devem ser realizados acerca do tema em nosso país.

11. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABELLÁN, A. *et al.* Application of a long-range Terrestrial Laser Scanner to a detailed rockfall study at Vall de Núria (Eastern Pyrenees, Spain). **Engineering Geology**. v.88, p.136-148. 2006.

AGLIARDI, F.; CROSTA, G.B. High resolution three-dimensional numerical modelling of rockfalls. **International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences**. v. 40, p. 455–471, 2003.

_____. Parametric evaluation of 3D dispersion of rockfall trajectories. **Natural Hazards and Earth System Sciences**. v.4, p. 583-598. 2004.

ALEJANO, L.R. *et al.* ROFRAQ: A statistics-based empirical method for assessing accident risk from rockfalls in quarries. **International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences**. v. 45, p. 1252–1272, 2008.

ALEJANO, L.R.; GONZÁLEZ, J.; MURALHA, J. Comparison of Different Techniques of Tilt Testing and Basic Friction Angle Variability Assessment. **Rock Mechanics and Rock Engineering**. v.45. 2012.

ALRAMAHI, B.; ALSHIBLI, K.A. & FRATTA, D. Effect of Fine Particle Migration on the Small-Strain Stiffness of Insaturated Soils. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**. v. 136, nº4, p. 620-628, 2010.

ALVES, S. 2006. A Matemática do GPS. Revista do Professor de Matemática. Disponível em: <http://www.rpm.org.br/conheca/gps.pdf>. Acesso em 07 de maio de 2012.

AMARAL, C. Geological factors triggering landslides in Rio de Janeiro: basic criteria for landslide risk assessment. **Landslides: Evaluation and Stabilization**. Lacerda, Ehrlich, Fontoura e Sayão (Eds.). 2004. Taylor & Francis Group, Londres.v. 1, p. 419-423.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). **D 2487-00**: Standard Practice for Classification of Soils for Engineering Purposes (Unified Soil Classification System). Philadelphia, 2000. 12p.

_____. **D 4543 - 01**: Standard Practices for Preparing Rock Core Specimens and Determining Dimensional and Shape Tolerances. Philadelphia, 2001. 5p.

_____. **D 5298 - 03**: Standard Test Method for Measurement of Soil Potential (Suction) Using Filter Paper. Philadelphia, 2003. 6p.

AN, B.; TANNANT, D.D. Discrete element method contact model for dynamic simulation of inelastic rock impact. **Computers & Geosciences**. v. 33, p. 513–52. 2007.

ANBALAGAN, A.; SINGH, B. Landslide hazard and risk assessment mapping of mountainous terrains- a case study from Kumaun Himalaya, India. **Engineering Geology**. v. 43, p. 237-246. 1996.

ANTONIOU, A.A.; LEKKAS, E. Rockfall susceptibility map for Athinios Port, Santorini Island, Greece. **Geomorphology**. v. 118, p.152–166, 2010.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 6459**: Solo - Determinação do limite de liquidez. 1984. Rio de Janeiro, 1984. 6p.

_____. **NBR 6508**: Grãos de solos que passam na peneira de 4,8 mm – Determinação da massa específica. Rio de Janeiro, 1984. 8p.

_____. **NBR 7180**: Solo – Determinação do Limite de Plasticidade. Rio de Janeiro, 1984. 3 p.

_____. **NBR 7181**: Solo – Análise Granulométrica. Rio de Janeiro, 1984. 13 p.

_____. **NBR 12766**: Rochas para revestimento – Determinação da massa específica aparente, porosidade aparente e absorção d'água aparente. Rio de Janeiro, 1992. 2 p.

AUSTRALIAN GEOMECHANICS SOCIETY. Journal and News of the Australian Geomechanics Society. v.2, n. 1, 2007. Disponível em: <http://australiangeomechanics.org/resources/downloads/#dILRM2000>.

AYALA-CARCEDO, F.J. *et al.* Large Scale Rockfall Reach Susceptibility Maps in La Cabrera Sierra (Madrid) performed with GIS and Dynamic Analysis at 1:5,000. **Natural Hazards**. v. 30, p. 325–340, 2003.

AZEVEDO, A.A.; ALBUQUERQUE FILHO, J.L. Águas subterrâneas. In: OLIVEIRA, A.M.S.; BRITO, S.N.A. (Ed.). **Geologia de Engenharia**. São Paulo, Associação Brasileira de Geologia de Engenharia, 1998. P. 111-130.

BAPTISTA, A.C.; CALIJURI, M.L. 2005. Suscetibilidade das áreas de risco a movimentos de massa na APA Petrópolis. *Natureza & Desenvolvimento*, 1 (1): 51-58.

BAPTISTA, A.C.; CALIJURI, M.L. 2007. Caracterização espaço-temporal por sensoriamento remoto da expansão urbana na APA Petrópolis. Anais do XIII Simpósio Brasileiro de Geologia Sensoriamento Remoto. 5091-5098.

BELL, F. G. 2007. Engineering Geology. 2ª edição. Oxford. 593 p.

BERGER, F.; DORREN, L. 2005. Objective Comparison of Rockfall Models using Real Size Experimental Data. *Disaster mitigation of debris flows, slope failures and landslides*, Universal Academy Press, Inc. Tóquio, Japão, p. 245-252.

BONATTO, S. M. P. 2008. Sirgas: quando iniciar a sua utilização? Esteio Engenharia e Aerolevantamento S.A. Disponível em: <http://www.esteio.com.br/downloads/trabalhoseartigos.htm>. Acesso em: 18 mai. 2011.

BOURRIER, F. *et al.* Toward objective rockfall trajectory simulation using a stochastic impact model. **Geomorphology**. p.1-12, 2009.

BRASIL. Lei nº 6.766/1979_ “Dispõe sobre o Parcelamento do Solo Urbano e dá outras Providências.” Disponível em: http://www.planalto.gov.br/ccivil_03/leis/l6766.htm. Acesso em 07 jul. 2011.

BRASIL. Lei nº 9985/2000_ “Regulamenta o art. 225, § 1º, incisos I, II, III e VII da Constituição Federal, institui o Sistema Nacional de Unidades de Conservação da Natureza e dá outras providências.” Disponível em: <http://www.ecologia.dbi.ufla.br/site%20ecoaplicada/legisla%C3%A7%C3%A3o/Lei%209985-2000.htm>. Acesso em 11 mai. 2011.

BRUNSDEN, D.; PRIOR, C. B. *Slope instability*. Wiltshire, John Wiley & Sons. 619 p. 1984.

BUDETTA, P.; SANTO, A. Morphostructural evolution and related kinematics of rockfalls in Campania (southern Italy): A case study. **Engineering Geology**. v. 36, p.197-210. 1994.

CAMPOS, L.E.P. 1984. *Influência da sucção na estabilidade de taludes naturais em solos residuais*. Departamento de Engenharia Civil . Pontifícia Universidade Católica. Rio de Janeiro. Dissertação de Mestrado. 173p.

CARNEVALE, G. 1991. Simulações Teóricas de Casos de Desmoronamento de Taludes Rochosos de Taludes Rochosos. **Solos e Rochas**, v.14, nº1, p. 21-40.

CHARALAMBOUS, S.; SAKELLARIOU, M. GIS-Based Rockfall Hazard Assessment in Support of Decision Making. Disponível em: http://users.ntua.gr/mgsakel/ISRM_Charalambous-Sakellariou.pdf. Bulletin of Greek Geological Society Vol. XXXVII. 2007. Acesso em 11 nov. 2012.

CHAU, K.T.; WONG, R.H.C.; F. LEE, C.F. Rockfall Problems in Hong Kong and Some New Experimental Results for Coefficients of Restitution. **International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences**. v. 35, nº. 4/5, p. 662-663, 1998.

CHAU, K.T.; WONG, R.H.C.; WU, J.J. Coefficient of restitution and rotational motions of rockfall impacts. **International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences**, v.39, p. 69-77. 2002.

CHAU, *et al.* Rockfall Hazard Analysis for Hong Kong Based on Rockfall Inventory. **Rock Mechanics and Rock Engineering**, v.36, n°5, p. 383-408. 2003.

CHEN, G.; ZHENG, L.; JIANG, Z. Comparison of 2D and 3D DDA in rockfall analysis. In: 46° SIMPÓSIO DE MECÂNICA DE ROCHAS/GEOMECÂNICA. **Anais**. Chicago: ARMA, p. 484-493. 2012.

CHOI, Y. *et al.* Engineering geological investigation into rockfall problem: A case study of the Seated Seokgayeorae Image carved on a rock face at the UNESCO World Heritage site in Korea. **Geosciences Journal**, v.13, n°1, p.69-78. 2009.

CINTRA, D.T.; CARVALHO JR. H. 2006. Aplicação do Método dos Elementos Discretos no Estudo do Comportamento Mecânico de Dutos Enterrados. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal de Alagoas, Maceió, Brasil.

COPONS, R.; VILAPLANA, J.M.; LINARES, R. Rockfall travel distance analysis by using empirical models (Sol'a d'Andorra la Vella, Central Pyrenees). **Natural Hazards and Earth System Sciences**. v. 9, p. 2107 – 2118. 2009.

COUTINHO, A. S. O. Relatório do presidente da província do Rio de Janeiro, o senador Aureliano de Souza e Oliveira Coutinho, na abertura da Assembléa Legislativa Provincial no 1.o de março de 1846, acompanhado do orçamento da receita e despesa para o anno financeiro de 1846 a 1847. 1853. 2ª edição. Nictheroy, Typographia de Amaral & Irmão.

CPRM, 2000. Projeto Rio de Janeiro - Inventário de Escorregamento. Disponível em: <http://www.cprm.gov.br>. Acesso em 11 de nov. de 2010.

DAI, F.C.; LEE, C.F.; NGAI, Y.Y. Landslide risk assessment and management: an overview. **Engineering Geology**. v. 64, p. 65 – 87. 2002.

DAMASIO, Esther. Missão de alto risco. **Domingo**, Rio de Janeiro, n. 852, p. 20-22. Ago. 1992.

DIAS, G.P. e BARROSO, E.V. 2006. Determinação experimental do coeficiente de restituição normal de rochas: Aplicação na previsão do alcance de blocos em encostas. **Anuário do Instituto de Geociências – UFRJ**, v.29, n°2, p. 149-167.

DI MAIO, F.P.; DI RENZO, A. Analytical Solution for the Problem of Frictional-elastic Collisions of Spherical Particles Using the Linear Model. **Chemical Engineering Science**, v. 59, p. 3461-3475, 2004.

DORREN, L.K.A. A review of rockfall mechanics and modeling approaches. **Progress in Physical Geography**, Holanda, v.27, n°1, p.69-87. 2003.

DORREN, L.K.A.; SEIJMONSBERGEN, A.C. Comparison of three GIS-based models for predicting rockfall runout zones at a regional scale. **Geomorphology**, Holanda, v. 56, p. 49-64, 2003.

DORREN , L.K.A., DOMAAS, U., KRONHOLM, K., LABIOUSE, V. 2011. Methods for predicting rockfall trajectories and run-out zones. In: S. Lambert & F. Nicot (editores). **Rockfall engineering**. ISTE Ltd. / John Wiley & Sons Inc.: p. 143 - 173. Disponível em: http://www.ecorisq.org/docs/Ch5_Rockfall_Engineering_Dorren_etal.pdf. Acesso em 22 mai. 2012.

DUSSAUGE-PEISSER, C. *et al.* Probabilistic approach to rock fall hazard assessment: potential of historical data analysis. **Natural Hazards and Earth System Sciences**. v.2, p. 15–26. 2002.

EVANS, S. G.; HUNGR, O. The assessment of rockfall hazard at the base of talus slopes, **Canadian Geotechnical Journal**. v. 30, p. 620–636, 1993.

FERNANDES, N. F.; AMARAL, C. P. Movimentos de Massa: uma abordagem geológico geomorfológica. In: GUERRA, A. J. T. & Cunha, S.B. (Orgs.) *Geomorfologia e Meio Ambiente*, Editora Bertrand Brasil, p. 123 – 194. 1996.

FERREIRA, A.M. 2010. **Avaliação de Proposições Matemáticas para Interpretação do Comportamento de Solos Não Saturados**. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro. Mestrado em Engenharia Civil. 243p.

FEUERHARMEL, C. 2003. **Aspectos do comportamento não saturado de dois solos coluvionares _Gasoduto Bolívia-Brasil**. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre. Mestrado em Engenharia Civil. 127p.

FISHER-CRIPPS, A.C. Elastic Contact. In: **Introduction to Contact Mechanics**. 2^a ed. Springer: New York, 2007. Capítulo 6.

FLEISSNER, F. Applications of the discrete element method in mechanical engineering. **Multibody System Dynamics**, v. 18, p.81-94, 2007.

FRATTINI, P. *et al.* Assessment of rockfall susceptibility by integrating statistical and physically-based approaches. **Geomorphology**, v. 94, p. 419-437, 2008.

FREDLUND, D.G.; RAHARDJO, H. 1993. Soil Mechanics for unsaturated soils. Nova Iorque. Editora John Wiley & Sons. 296 p.

FREDLUND, D.G.; MORGENSTERN, N.R. Stress State Variables for Unsaturated Soils. **Journal of the geotechnical engineering division**. ASCE, 103(GT5), 447-466, 1977.

FREDLUND, D.G. *et al.* Non-linearity of strength envelope for unsaturated soils. In: **Proceedings of the Sixth International Conference on Expansive Soils**. New Delhi, Índia, v.1, p. 49-54, 1987.

FREDLUND, D.G.; XING, A. Equations for the soil-water characteristic curve. **Canadian Geotechnical Journal**. v.31, p. 522-534.1994.

GEO & SOFT INTERNATIONAL. Manual do usuário: ISOMAP & ROTOMAP 3D Surface Modelling & Rockfall Analysis. 69 p.

GEORGETTI, B.G. 2010. Resistência de um solo não saturado a partir de ensaios com teor de umidade constante (CW). Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, São Carlos. Dissertação de Mestrado, 108 p.

GIACOMINI, A. *et al.* Experimental studies on fragmentation of rock falls on impact with rock surfaces. **International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences**, v. 46, p. 708–715, 2008.

GIANI, G.P. **Rock Slope Stability Analysis**. Rotterdam: A.A. Balkema, 1992. 339 p.

GIANI, G.P. *et al.* Experimental and Theoretical Studies to Improve Rock Fall Analysis and Protection Work Design. **Rock Mechanics and Rock engineering**. Austria. v.37, nº5, p. 369-389. 2004.

GONÇALVES, L. F. H. 1998. *Avaliação e Diagnóstico da distribuição Espacial e Temporal dos Movimentos de Massa com a Expansão da Área Urbana de Petrópolis – RJ*. Programa de Pós-graduação em Geografia, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro. Dissertação de Mestrado, 169 p.

GOODMAN, R.E. Introduction to Rock Mechanics. 2ª ed.: John Wiley & Sons. 1989. 562 p.

GOOGLE MAPS. 2010. 1 fotografia, color. Disponível em: www.googlemaps.cpm.br.

GUERRA, A.J.T. Encostas urbanas. In: **Geomorfologia Urbana**. GUERRA, A.J.T. (org.) 2011. Rio de Janeiro: Bertrand Brasil. 280 p.

GUERRA, A.J.T. *et al.* Evolução histórico-geográfico da ocupação desordenada e movimentos de massa no município de Petrópolis, nas últimas décadas. **Revista Brasileira de Geomorfologia**, v.8, nº1, p.35-43, 2007.

GUNZBURGER, Y. *et al.* Influence of daily surface temperature fluctuations on rock slope stability: case study of the Rochers de Valabres slope (France). **International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences**, v. 42, p. 331-349, 2005.

GUZZETTI, F. *et al.* STONE: a computer program for the three-dimensional simulation of rock-falls. **Computers & Geosciences**. v. 28, p. 1079–1093. 2002.

HEAD, K.H. **Manual of Soil Laboratory testing**. New York-Toronto: John Wiley and Sons, 1994. v.2, p. 440.

HILLEL, D. 1998. *Environmental Soil Physics*. Oxford, Inglaterra. Academic Press. 771p.

HOEK. **Capítulo 9: Analysis of rockfall hazards**. In: Practical Rock Engineering. Vancouver, 25 p. 2006.

HU, G. *et al.* On the Determination of the Damping Coefficient of Non-linear Spring-dashpot System to Model Hertz Contact for Simulation by Discrete Element Method. *Journal of Computers*. V.6,nº 5, p. 984-988, 2011.

HUAMAN, C.J.A. 2008. *Simulação 3D pelo Método dos Elementos Discretos de Refluxo de Material de Sustentação de Fraturas e Poços de Petróleo*. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica, Rio de Janeiro. Dissertação de Mestrado.131 p.

HUDSON, J. A.; HARRISON, J.P. *Engineering Rock Mechanics: An Introduction to the Principles*. 1. ed. Oxford: Pergamon, 1997. v. 01, 444p.

HUTCHINSON, J.N. General report: morphological and geotechnical parameters of landslides in relation to geology and hidrology. In: **Internation Symposium on landslides**, 5, Lausanne, 1988. Resumos, Rotterdam, Balkema, p. 3-29.

IAEG. 1976, Engineering Geological Maps: A guide to their preparation. The UNESCO Press, Paris, n. 15. 79 p.

IBGE _ INSTITUTO BRASILEIRO DE GEOGRAFIA E ESTATÍSTICA, 1998. Especificações e Normas Gerais para Levantamentos GPS: versão preliminar. Rio de Janeiro. Disponível em: <http://www.ibge.com.br/home/geociencias/geodesia>. Acesso em: 09 mai. 2011.

_____. Recomendações para Levantamentos Relativos Estáticos – GPS. Disponível em: <http://www.ibge.com.br/home/geociencias/geodesia>. 2008. Acesso em: 09 mai. 2011.

_____. Modelo de Ondulação Geoidal. Disponível em: http://www.ibge.com.br/home/geociencias/geodesia/modelo_geoidal. Acesso em 31 mai. 2009.

_____. Primeiros Dados do censo 2010. Disponível em: http://www.censo2010.ibge.gov.br/primeiros_dados_divulgados/index.php?uf=33. Acesso em 12 set. 2012.

ISRM. The Complete ISRM Suggested methods for Rock Characterization, testing and Monitoring: 1974-2006. Ulusay & Hudson (editores). **Suggested Methods for Determining the Uniaxial Compressive Strength and Deformability of Rock Materials**. ISRM Turkish National Group: Turkey. 2007.

ITASCA. Manual do Programa PFC-3D (Particle Flow Code in 3 Dimensions), Versão 3.0. Minneapolis, Minnesota, Estados Unidos. 1999.

JABOYEDOFF, M; DUDT, J.P.; LABIOUSE, V. An attempt to refine rockfall hazard zoning based on the kinetic energy, frequency and fragmentation degree. **Natural Hazards and Earth System Sciences**, v. 5, p. 621–632. 2005.

JABOYEDOFF, M.; LABIOUSE, V. Technical Note: Preliminary estimation of rockfall runout zones. **Natural Hazards and Earth System Sciences**, v.11, p. 819–828. 2011.

JING, L. A review of techniques, advances and outstanding issues in numerical modeling for rock mechanics and rock engineering. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences**. v.40. p. 283-353. 2003.

JOHNSON, K.L. Capítulo 4. Normal Contact of Elastic Solids: Hertz Theory. In: **Contact Mechanics**. Cambridge University Press: Cambridge, p. 84 - 106.1985.

KHALILI, N.; KHABBAZ, M.H. A unique relationship for χ for the determination of the shear strength of unsaturated soils. **Géotechnique**. v. 48, nº5, p. 681-687. 1998.

LAN, H. *et al.* Rockfall hazard analysis using LiDAR and spatial modeling. **Geomorphology**. v. 118, p. 213–223. 2010.

MACHADO, S.L.; VILAR, O.M. Resistência ao Cisalhamento de Solos não Saturados: Ensaio de laboratório e Determinação Expedita. **Solos e Rochas**. V.21, nº2, p.65-78, 1998.

MACIEL, A. Obra de contenção no Morro do Queimado. 1992. 1 fotografia. il. color.

MAO, D.; NILSEN, B.; LU, M. **Numerical analysis of rock fall at Hanekleiv road tunnel**. Bulletin of Engineering Geology and the Environment. v.71, n.4. 2012.

MARINHO, F.A.M. 2005. **Os solos não saturados: aspectos teóricos, experimentais e aplicados**. Escola Politécnica de Engenharia da Universidade de São Paulo, São Paulo. Concurso de Livre-Docência. 200p.

MATSUOKA, N.; SAKAI, H. Rockfall activity from an alpine cliff during thawing periods. **Geomorphology**, v.28, p.309-328, 1999.

MCCORMAR, J. 2007. Topografia. 5ª edição. Rio de Janeiro. LTC. 391 p.

MOORE, D.M.; REYNOLDS JR., R.C. 1997. X-Ray Diffraction and the Identification and Analysis of Clay Minerals. Oxford University Press. 2ª edição. 371 p.

NETO, M. K. 2005. **Utilização do Módulo “Crealink” para a Transmissão, em tempo real, de sinais de correção para sistemas GPS diferenciais (DGPS)**. Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica, Universidade de São Paulo, São Carlos. Dissertação de Mestrado, 101 p.

NISHIMURA, T. ; KYAMA, H.; FUKUDA, T. Parametric Three Dimensional Simulations of Dispersion of Rockfall Trajectories. **American Rock Mechanics Association**. Tottori University, Tottori, Japão. 7p. 2008.

NOETZLI, C.H. *et al.* GIS-based modelling of rock-ice avalanches from Alpine permafrost areas. **Computational Geosciences**. 2006.

OH, W.T.; VANAPALLI, S.K. Relationship between Poisson's ratio and soil suction for unsaturated soils. *Unsaturated Soils: Theory and Practice*. Jotisankasa, Sawangsuriya, Sorolump and Mairaing (Ed.). Universidade de Kasetsart, Tailândia. p.239-245. 2011.

OLIVEIRA, F. L., GONÇALVES, L. F. H. & GUERRA, A. J. T. 2001. Avaliação dos Movimentos de Massa Ocorridos no Município de Petrópolis (RJ) entre 1960 e 1999. *In: IX SIMPÓSIO DE GEOGRAFIA FÍSICA APLICADA-Construindo a Geografia Para o Século XXI*, 1, Recife, 2001, p. 50-51.

OLIVEIRA, F. L., GONÇALVES, L. F. H. & GUERRA, A. J. T. Análise comparativa dos dados históricos de movimentos de massa ocorridos em Petrópolis - RJ, das décadas de 1960 até 1990. *Geo UERJ*, Rio de Janeiro, 2003.

ORGANIZAÇÃO DAS NAÇÕES UNIDAS. *Living with Risk: a global review of disaster reduction initiatives*. 382 p., 2002. Disponível em: http://www.unisdr.org/eng/about_isdr/bd-lwr-2004-eng.htm. Acesso em 04 mai. 2011.

PACHECO, M.; COUTINHO, R.Q. Avaliação de Risco de Deslizamentos nas Encostas de Petrópolis (RJ) e da Região Metropolitana de Recife (PE). **Solos e Rochas**, v. 29, n.2, p. 223-235. 2006.

PEILA, D. *et al.* Evaluation of Behavior of Rockfall Restraining Nets by Full Scale Tests. **Rock Mechanics and Rock Engineering**, v.31, n. 1, p. 1-24. 1998.

PEILA, D.; RONCO, C. Technical Note: Design of rockfall net fences and the new ETAG 027 European guideline. **Natural Hazards and Earth System Sciences**. v.9, p. 1291–1298. 2009.

PINTO, C.S. **Curso Básico de Mecânica dos Solos**. São Paulo: Oficina de Textos, 2006. 355p.

PREFEITURA MUNICIPAL DE SAPUCAIA (RJ). Formato JPEG. Disponível em: <http://www.sapucaia.rj.gov.br/site/>. Acesso em: 15 jan. 2012. 1 fotografia. il. color.

PREH, A.; POISEL, R. 3D modelling of rock mass falls using the Particle Flow Code PFC-3D. Áustria. Proceedings of the 10 th International Symposium on Landslides and Engineered Slopes. 2008.

PROTERO, R. H.; MACKENZIE, G. 2008. Problem Areas of DGPS. Dynamic Positioning Conference. Houston.

PULECIO, S.A.R. 2010. *Modelamento do Ensaio de Indentação Instrumentada usando Elementos Finitos e Análise Dimensional_ Análise de Unicidade, Variações Experimentais, Atrito e Geometria e Deformações do Indentador*. Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo. Tese de Doutorado, 167p.

RADAM, 1983. *Levantamento de recursos minerais*. Ministério das Minas e Energia. 22.

RAHN, P.H. 1986. *Engineering Geology: An Environmental Approach*. New Jersey, USA, Elsevier, 589 p.

RAMMER, W. *et al.* Evaluation of a 3-D rockfall module within a forest patch model. **Natural Hazards and Earth System Sciences**, 10: 699–711. 2010.

RIBEIRO, R. S. 2008. *Análise comparativa do alcance de blocos rochosos utilizando os softwares RocFall e PFC-2D*. Departamento de Geologia. Instituto de Geociências. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro. Trabalho de Conclusão de Curso_ Bacharelado em Geologia. 54 p.

RICHARDS, L.R.; PENG, B.; BELL D.H. Laboratory and Field Evaluation of the Normal Coefficient of Restitution for Rocks. *Proceedings of the ISRM Regional Symposium Eurock*. p.149-155, 2001.

ROCHA, J.S. A. 2009. **Estudos numéricos sobre trajetórias de queda de blocos rochosos**. Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE. Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil.

ROCSCIENCE. Manual do usuário de Rockfall. 59p.

RUSSEL, C.P. *et al.* Modification and analysis of the Colorado Rockfall Hazard Rating System. Colorado Department of Transportation. 2008.

SAHTLER, R. 2010. **Evolução de voçorocas na Ilha do Maranhão: Uma abordagem pedo-geotécnica**. Programa de Pós-graduação em Geologia, Instituto de Geociências, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro. Tese de Doutorado em Geologia. 400 p.

SANTOS, P.S. 1975. Tecnologia de Argilas. Editora Edgard Blucher. São Paulo. Vol.1. 340 p.

SASIHARAN, N. *et al.* 2006. Numerical analysis of the performance of wire mesh and cable net rockfall protection systems. **Engineering Geology**, 88: 121 –132.

SCHEIDEGGER, A.E. On the Prediction of the Reach and Velocity of Catastrophic Landslides. **Rock Mechanics**. v. 5, p. 231- 236. 1973.

SCHWEIGL, J.; FERRETTI, C.; LUDWIG, N. Geotechnical characterization and rockfall simulation of a slope: a practical case study from South Tyrol (Italy). **Engineering Geology**, 67: 281–296. 2003.

SOARES, E.P. 2008. **Caracterização geotécnica e mineralógica de um filito dolomítico do quadrilátero ferrífero com vistas ao estudo de estabilidade de taludes incorporando a sucção**. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade de Viçosa, Minas Gerais. Tese de Doutorado. 192 p.

STEAD, D. *et al.* Advanced numerical techniques in rock slope stability analysis _ Applications and limitations. 2006. **LANDSLIDES – Causes, Impacts and Countermeasures**. Suíça. p. 615- 624.

STEVENS, W. D., 1998. *RocFall: a Tool for Probabilistic Analysis, Design of Remedial Measures and Prediction of Rockfalls*. A thesis submitted in conformity with the requirements for the degree of Master of Applied Science, Graduate Department of Civil Engineering, University of Toronto.

STYMPSON, B. Technical Note: A suggested technique for Determining the Basic Friction Angle of rock Surfaces Using Core. **International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences**, v. 18, p. 63-65, 1981.

STOFFEL, M. A Review of Studies Dealing with Tree Rings and Rockfall Activity: The Role of Dendrogeomorphology in Natural Hazard Research. **Natural Hazards**, v. 39, p. 51–70, 2006.

STOFFEL, A. *et al.* Assessing the protective effect of mountain forests against rockfall using a 3D simulation model. **Forest Ecology and Management**, v. 225, p. 113–122. 2006.

TUNUSLUOGLU, M.C.; ZORLU, K. Rockfall hazard assessment in a cultural and natural heritage (Ortahisar Castle, Cappadocia, Turkey). **Environmental Geology**. v.56, p. 963-972. 2009.

TUPINAMBÁ, M.1999. **Evolução tectônica e magmática da Faixa Ribeira na Região Serrana do Estado do Rio de Janeiro**. 222 folhas. (Doutorado em Geologia) – Programa de Pós-graduação em Geologia, Instituto de Geociências, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Instituto de Geociências, Universidade de São Paulo, São Paulo.

VANAPALLI, S.K. *et al.* Model a form the prediction os shear strength with respect to soil suction. **Canadian Geotechnical Journal**, v.33, p.379-392.1996.

VAN GENUCHTEN, M.T. A closed-form Equation for Predicting the Hydraulic Conductivity of Unsaturated Soils. **Soil Science Society of American Journal**, v. 44, nº5, p. 892-898. 1980.

VARNES, D.J. 1984. Landslide hazard zonation: a review of principles and practice. United Nations Educational, Scientific and Cultural Organization (UNESCO). Paris, 63 p.

VARGAS Jr, E.A.; CASTRO, J.T.; AMARAL, C.; FIGUEIREDO, R.P. On Mechanics for Failures of Some Rock Slopes in Rio de Janeiro, Brasil: Thermal Fatigue? *In*: 9th International Symposium on Landslides: Evaluation and Stabilization. Rio de Janeiro, v.2, p. 1007-1012. 2004.

VIJAYAKUMAR, S.; YACOUB, T.; CURRAN, J.H. On the effect of rock size and shape in rockfall analyses. 9p. Disponível em: <http://www.roscience.com/assets/files/uploads/8573.pdf>. Acesso em 17 mar.2012.

VOLKWEIN, A. *et al.*. Rockfall characterisation and structural protection – a review. **Natural Hazards and Earth System Sciences**, v.11, p. 2617–2651. 2011.

WANG, Y. **Three-dimensional Rock-fall Analysis with Impact Fragmentation and Fly-Rock Modeling**. Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil. Universidade do Texas. 225 p. 2009.

WASOSKY, J.; GAUDIO, V. D. 2000. Evaluating seismically induced mass movement hazard in Caramanico Terme (Italy). **Engineering Geology**, v. 58, p. 291–311. 2000.

WIECZOREK, G. F., *et al.* Rock-fall hazards in the Yosemite Valley. USGS. 8 p., 1998. Disponível em <http://pubs.usgs.gov/of/1998/ofr-98-0467/>. Acesso em 19 set. 2012.

WILSON, M.J. 1987. 299 p. A Handbook of Determinative Methods in Clay Mineralogy. Hapman and Hall. New York.

WOLTJER, M. *et al.* Coupling a 3D patch model and a rockfall module to assess rockfall protection in mountain forests. **Journal of Environmental Management**. v.87, p. 373–388, 2008.

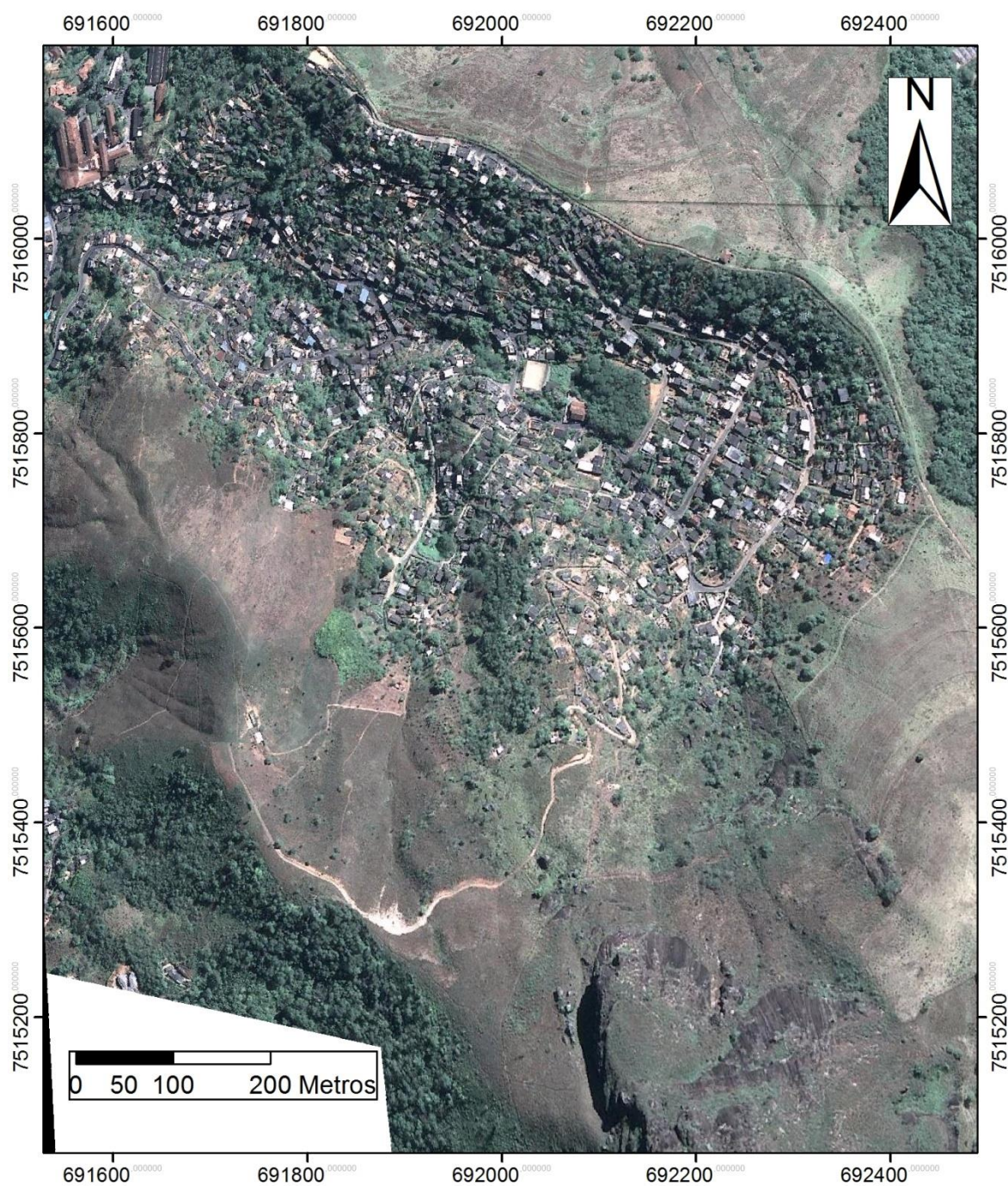
YILMAS, I. *et al.* A method for mapping the spatial distribution of RockFall computer program analyses results using ArcGIS software. **Bulletin of Engineering Geology and the Environment**, v.67, p.547–554. 2008.

ANEXOS

ANEXO B – FOTOGRAFIA AÉREA DA ÁREA DE ESTUDO (FONTE: CERJ/MONTREAL, 1999).



ANEXO C – IMAGEM DA ÁREA DE ESTUDO EM 2010. (FONTE: WWW.GOOGLEMAPS.COM.BR) (2011).



ANEXO D – RELATÓRIO DE ESTAÇÃO GEODÉSICA DO IBGE (FONTE: WWW.IBGE.GOV.BR)



Relatório de Estação Geodésica

Estação :	91870	Nome da Estação :	91870	Tipo :	Estação Planimétrica - SAT
Município :	PETRÓPOLIS			UF :	RJ
Última Visita:	15/4/2002	Situação Marco Principal :	Bom		
Conexões :	RN : 1014E				

DADOS PLANIMÉTRICOS		DADOS ALTIMÉTRICOS		DADOS GRAVIMÉTRICOS	
Latitude	22 ° 24 ' 46,7935 " S	Altitude Ortométrica(m)	685,8754	Gravidade(mGal)	
Longitude	43 ° 08 ' 22,9020 " W	Fonte	Nivelamento Geométrico	Sigma Gravidade(mGal)	
Fonte	GPS Geodésico	Classe	Ajustada-AP	Precisão	
Origem	Ajustada	Datum	Imbituba	Datum	
S Datum	SAD-69	Data Medição	22/6/1971	Data Medição	
A Data Medição	15/4/2002	Data Cálculo	1/12/1992	Data Cálculo	
D Data Cálculo	15/6/2002	Sigma Altitude Ortométrica(m)		Correção Topográfica	
6 Sigma Latitude(m)	0,008			Anomalia Bouguer	
9 Sigma Longitude(m)	0,013	Altitude Ortométrica(m)	686,20	Anomalia Ar-Livre	
UTM(N)	7.520.264,669	Altitude Geométrica(m)	692,11	Densidade	
UTM(E)	691.486,000	Sigma Altitude Geométrica(m)			
MC	-45	Fonte	GPS Geodésico		
		Data Medição	15/4/2002		
		Data Cálculo	16/11/2004		
		Modelo Geoidal	MAPGEO2004		
Latitude	22 ° 24 ' 48,5699 " S	Altitude Ortométrica(m)	686,10	Gravidade(mGal)	
S Longitude	43 ° 08 ' 24,4131 " W	Altitude Geométrica(m)	681,70	Sigma Gravidade(mGal)	
Fonte	GPS Geodésico	Fonte	GPS Geodésico	Precisão	
R Origem	Ajustada	Data Medição	15/4/2002	Datum	
G Datum	SIRGAS2000	Data Cálculo	23/11/2004	Data Medição	
A Data Medição	15/4/2002	Sigma Altitude Geométrica(m)	0,041	Data Cálculo	
S Data Cálculo	23/11/2004	Modelo Geoidal	MAPGEO2004	Correção Topográfica	
2 Sigma Latitude(m)	0,005			Anomalia Bouguer	
0 Sigma Longitude(m)	0,011			Anomalia Ar-Livre	
0 UTM(N)	7.520.219,132			Densidade	
0 UTM(E)	691.441,414				
MC	-45				

* Último Ajustamento Planimétrico Global SAD-69 em 15/09/1996

** Ajustamento Planimétrico SIRGAS2000 em 23/11/2004 e 06/03/2006

*** Dados Planimétricos para Fonte carta nas escalas menores ou igual a 1:250000, valores SIRGAS2000 = SAD-69

Localização

A leste do canteiro central do trevo Bonsucesso, está aproximadamente 60 m a oeste do Posto da Guarda Municipal e aproximadamente 40 m a leste do monumento ao centenário da Estrada de Rodagem União Indústria (antiga BR-040), na cidade de Petrópolis-RJ.

Descrição

O marco principal é de concreto com formato piramidal. Possui cravada no topo uma chapa de metal padrão IBGE onde está estampado:RN-1014-E.

Itinerário

Parte-se do trevo da BR-040 que dá acesso as cidades de Correias, Bonsucesso e Itaipava, na altura do km 62 próximo a um revendedor Ford. Com 1,1 km chega-se ao trevo Bonsucesso onde encontra-se a estação.

Foto(s) :

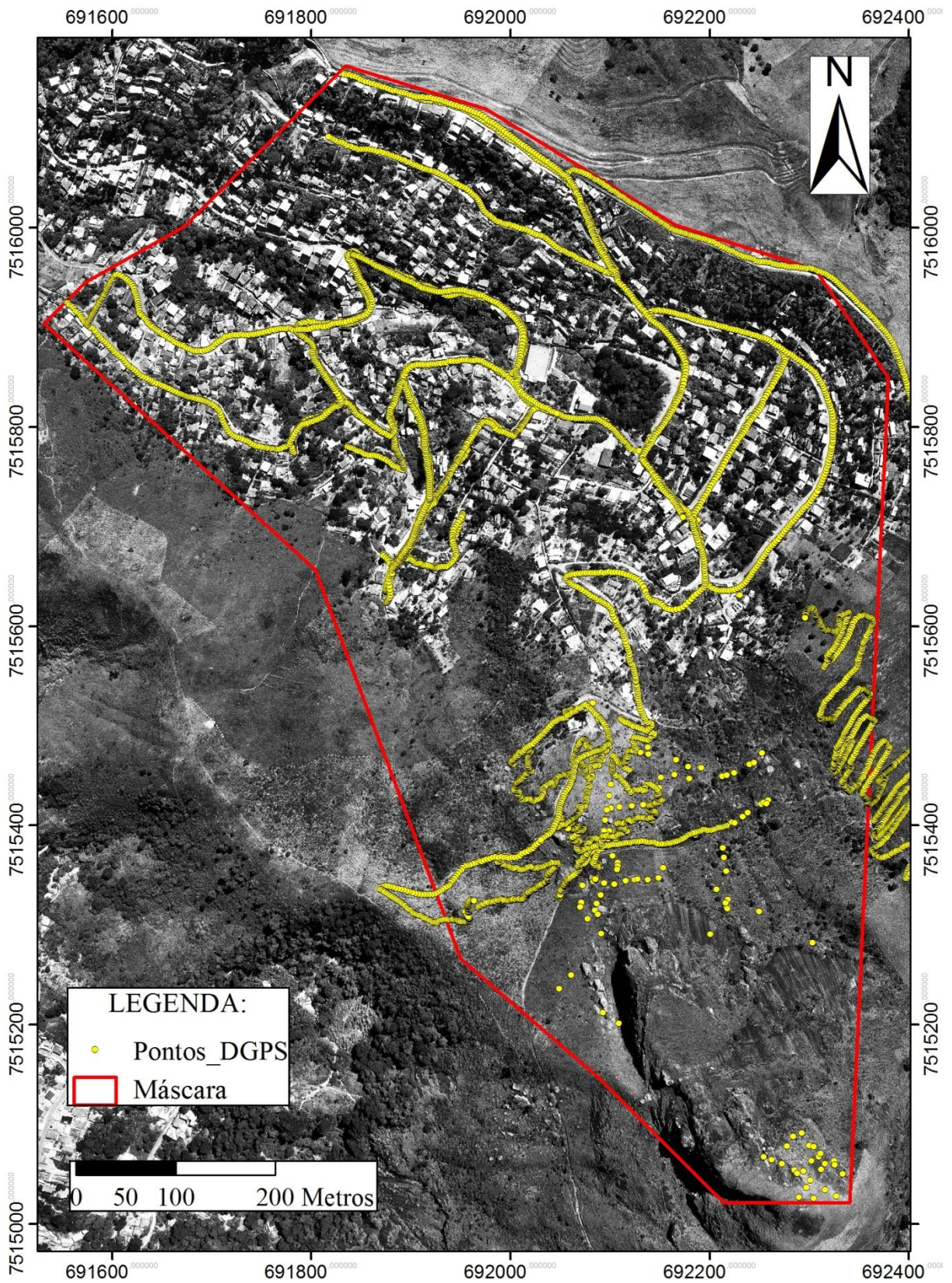


APÊNDICES

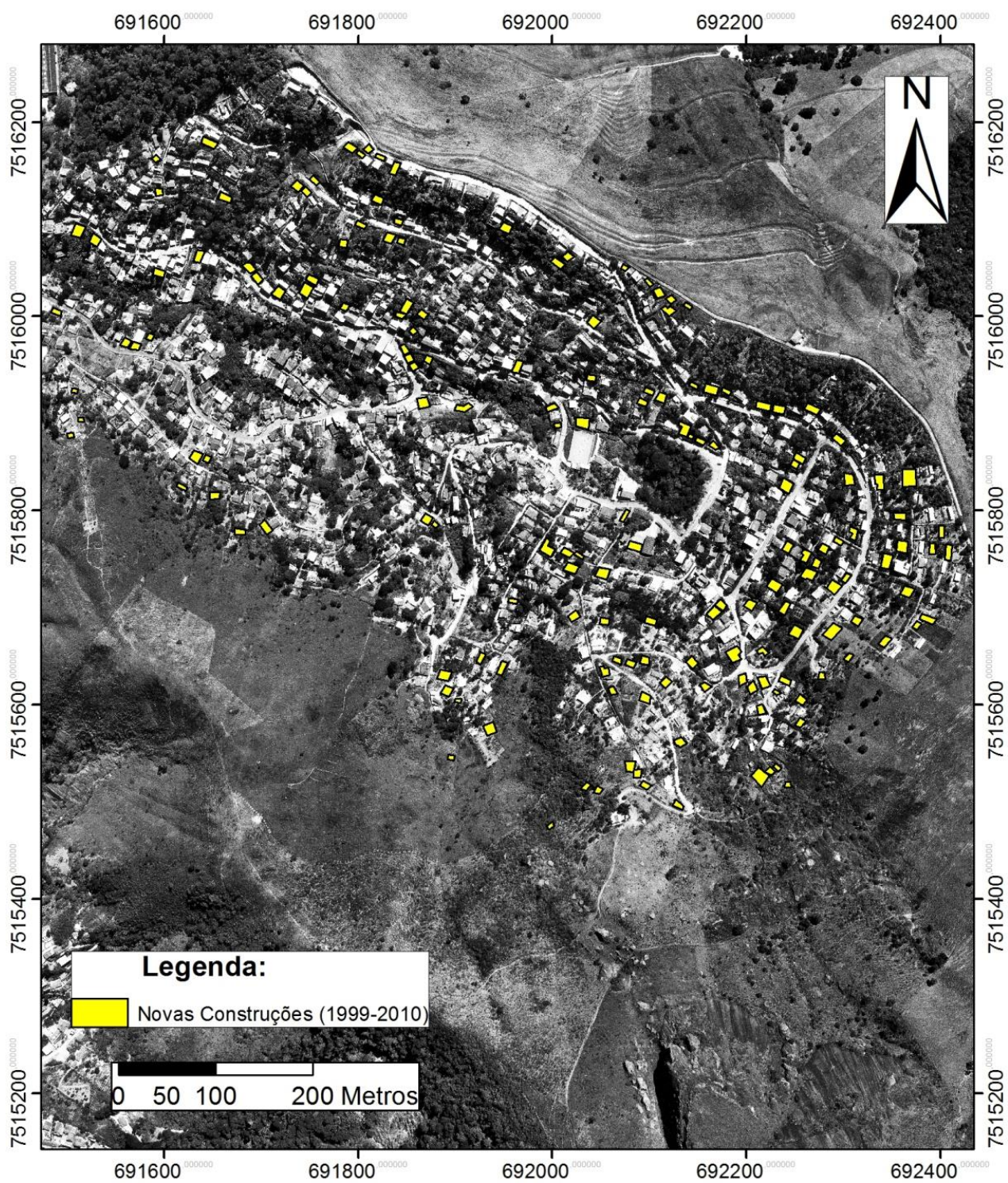
APÊNDICE A – ESCARPA DA ÁREA. NOTAR O ALTO ÂNGULO DE DECLIVE DA MESMA (FOTO DO AUTOR).



APÊNDICE B – MÁSCARA E PONTOS DE COLETA DOS DADOS PELO DGPS.



APÊNDICE D – NOVAS CONSTRUÇÕES (PERÍODO 1999-2010) INCLUÍDAS NA FOTOGRAFIA AÉREA.



APÊNDICE E – RIGIDEZES NORMAIS MÍNIMAS E MÁXIMAS PARA AS SIMULAÇÕES DA PRIMEIRA CATEGORIA.

Bloco	R*(m)	Grau de saturação do solo (%)	Superfície indentada	Rigidez Normal (N/m)
1	2,40	90	Gnaisse	2,470E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,239E+09
			Solo residual	2,681E+05
		80	Gnaisse	2,470E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,239E+09
			Solo residual	1,022E+06
		70	Gnaisse	2,470E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,239E+09
			Solo residual	1,876E+06
		30	Gnaisse	2,470E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,239E+09
			Solo residual	7,445E+06
2	2,69	90	Gnaisse	2,615E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,986E+06
			Solo residual	2,838E+05
		80	Gnaisse	2,615E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,986E+06
			Solo residual	1,082E+06
		70	Gnaisse	2,615E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,986E+06
			Solo residual	9,553E+05
		30	Gnaisse	2,615E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,311E+09
			Solo residual	7,882E+06
3	5,96	90	Gnaisse	3,892E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,952E+09
			Solo residual	4,225E+05
		80	Gnaisse	3,892E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,952E+09
			Solo residual	1,610E+06
		70	Gnaisse	3,892E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,952E+09
			Solo residual	2,956E+06
		30	Gnaisse	3,892E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,952E+09
			Solo residual	1,173E+07

Bloco	R*(m)	Grau de saturação do solo (%)	Superfície indentada	Rigidez Normal (N/m)
4	2,83	90	Gnaisse	2,682E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,345E+09
			Solo residual	2,911E+05
		80	Gnaisse	2,682E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,345E+09
			Solo residual	1,109E+06
		70	Gnaisse	2,682E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,345E+09
			Solo residual	2,037E+06
		30	Gnaisse	2,682E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,345E+09
			Solo residual	8,084E+06
5	12,26	90	Gnaisse	5,582E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	2,799E+09
			Solo residual	6,060E+05
		80	Gnaisse	5,582E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	2,799E+09
			Solo residual	2,309E+06
		70	Gnaisse	5,582E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	2,799E+09
			Solo residual	4,239E+06
		30	Gnaisse	5,582E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	2,799E+09
			Solo residual	1,683E+07
6	10,85	90	Gnaisse	5,251E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	2,633E+09
			Solo residual	5,701E+05
		80	Gnaisse	5,251E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	2,633E+09
			Solo residual	2,172E+06
		70	Gnaisse	5,251E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	2,633E+09
			Solo residual	3,988E+06
		30	Gnaisse	5,251E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	2,633E+09
			Solo residual	1,583E+07

Bloco	R*(m)	Grau de saturação do solo (%)	Superfície indentada	Rigidez Normal (N/m)
7	3,53	90	Gnaisse	2,995E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,502E+09
			Solo residual	3,252E+05
		80	Gnaisse	2,995E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,502E+09
			Solo residual	1,239E+06
		70	Gnaisse	2,995E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,502E+09
			Solo residual	2,275E+06
		30	Gnaisse	2,995E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	9,484E+06
			Solo residual	9,029E+06
8	2,88	90	Gnaisse	2,705E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,357E+09
			Solo residual	2,937E+05
		80	Gnaisse	2,705E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,357E+09
			Solo residual	1,119E+06
		70	Gnaisse	2,705E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,357E+09
			Solo residual	2,055E+06
		30	Gnaisse	2,705E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,357E+09
			Solo residual	8,155E+06
9	3,58	90	Gnaisse	3,016E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,513E+09
			Solo residual	3,275E+05
		80	Gnaisse	3,016E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,513E+09
			Solo residual	1,248E+06
		70	Gnaisse	3,016E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,513E+09
			Solo residual	2,291E+06
		30	Gnaisse	3,016E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,513E+09
			Solo residual	9,093E+06

Bloco	R*(m)	Grau de saturação do solo (%)	Superfície indentada	Rigidez Normal (N/m)
10	3,48	90	Gnaisse	2,974E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09
			Solo residual	3,228E+05
		80	Gnaisse	2,974E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09
			Solo residual	1,230E+06
		70	Gnaisse	2,974E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09
			Solo residual	2,259E+06
		30	Gnaisse	2,974E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09
			Solo residual	8,965E+06
11	5,38	90	Gnaisse	3,698E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,854E+09
			Solo residual	4,014E+05
		80	Gnaisse	3,698E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,854E+09
			Solo residual	1,530E+06
		70	Gnaisse	3,698E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,854E+09
			Solo residual	2,808E+06
		30	Gnaisse	3,698E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,854E+09
			Solo residual	1,115E+07
12	3,48	90	Gnaisse	2,974E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09
			Solo residual	3,228E+05
		80	Gnaisse	2,974E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09
			Solo residual	1,230E+06
		70	Gnaisse	2,974E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09
			Solo residual	2,259E+06
		30	Gnaisse	2,974E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09
			Solo residual	8,965E+06

APÊNDICE F - RIGIDEZES TANGENCIAIS MÍNIMAS E MÁXIMAS PARA AS SIMULAÇÕES DA PRIMEIRA CATEGORIA.

Bloco	Grau de Saturação do solo (%)	Superfície indentada	Rigidez Normal (N/m)	κ	Rigidez Tangencial (N/m)
1	90	Gnaisse	2,470E+09	0,85	2,101E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,239E+09	-	1,054E+09
		Solo residual	2,681E+05	0,91	2,432E+05
	80	Gnaisse	2,470E+09	0,85	2,101E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,239E+09	-	1,054E+09
		Solo residual	1,022E+06	0,91	9,267E+05
	70	Gnaisse	2,470E+09	0,85	2,101E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,239E+09	-	1,054E+09
		Solo residual	1,876E+06	0,91	1,701E+06
	30	Gnaisse	2,470E+09	0,85	2,101E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,239E+09	-	1,054E+09
		Solo residual	7,445E+06	0,88	6,571E+06
2	90	Gnaisse	2,615E+09	0,85	2,224E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,986E+06	-	1,115E+09
		Solo residual	2,838E+05	0,91	2,575E+05
	80	Gnaisse	2,615E+09	0,85	2,224E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,986E+06	-	1,115E+09
		Solo residual	1,082E+06	0,91	9,811E+05
	70	Gnaisse	2,615E+09	0,85	2,224E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,986E+06	-	1,115E+09
		Solo residual	9,553E+05	0,91	1,801E+06
	30	Gnaisse	2,615E+09	0,85	2,224E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,311E+09	-	1,115E+09
		Solo residual	7,882E+06	0,88	6,957E+06
3	90	Gnaisse	3,892E+09	0,85	3,310E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,952E+09	-	1,660E+09
		Solo residual	4,225E+05	0,91	3,833E+05
	80	Gnaisse	3,892E+09	0,85	3,310E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,952E+09	-	1,660E+09
		Solo residual	1,610E+06	0,91	1,460E+06
	70	Gnaisse	3,892E+09	0,85	3,310E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,952E+09	-	1,660E+09
		Solo residual	2,956E+06	0,91	2,681E+06
	30	Gnaisse	3,892E+09	0,85	3,310E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,952E+09	-	1,660E+09
		Solo residual	1,173E+07	0,88	1,036E+07

Bloco	Grau de Saturação do solo (%)	Superfície indentada	Rigidez Normal (N/m)	κ	Rigidez Tangencial (N/m)
4	90	Gnaisse	2,682E+09	0,85	2,281E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,345E+09	-	1,144E+09
		Solo residual	2,911E+05	0,91	2,641E+05
	80	Gnaisse	2,682E+09	0,85	2,281E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,345E+09	-	1,144E+09
		Solo residual	1,109E+06	0,91	1,006E+06
	70	Gnaisse	2,682E+09	0,85	2,281E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,345E+09	-	1,144E+09
		Solo residual	2,037E+06	0,91	1,848E+06
	30	Gnaisse	2,682E+09	0,85	2,281E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,345E+09	-	1,144E+09
		Solo residual	8,084E+06	0,88	7,136E+06
5	90	Gnaisse	5,582E+09	0,85	4,748E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	2,799E+09	-	2,381E+09
		Solo residual	6,060E+05	0,91	5,497E+05
	80	Gnaisse	5,582E+09	0,85	4,748E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	2,799E+09	-	2,381E+09
		Solo residual	2,309E+06	0,91	2,095E+06
	70	Gnaisse	5,582E+09	0,85	4,748E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	2,799E+09	-	2,381E+09
		Solo residual	4,239E+06	0,91	3,846E+06
	30	Gnaisse	5,582E+09	0,85	4,748E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	2,799E+09	-	2,381E+09
		Solo residual	1,683E+07	0,88	1,485E+07
6	90	Gnaisse	5,251E+09	0,85	4,466E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	2,633E+09	-	2,240E+09
		Solo residual	5,701E+05	0,91	5,171E+05
	80	Gnaisse	5,251E+09	0,85	4,466E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	2,633E+09	-	2,240E+09
		Solo residual	2,172E+06	0,91	1,970E+06
	70	Gnaisse	5,251E+09	0,85	4,466E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	2,633E+09	-	2,240E+09
		Solo residual	3,988E+06	0,91	3,618E+06
	30	Gnaisse	5,251E+09	0,85	4,466E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	2,633E+09	-	2,240E+09
		Solo residual	1,583E+07	0,88	1,397E+07

Bloco	Grau de Saturação do solo (%)	Superfície indentada	Rigidez Normal (N/m)	κ	Rigidez Tangencial (N/m)
7	90	Gnaisse	2,995E+09	0,85	2,548E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,502E+09	-	1,278E+09
		Solo residual	3,252E+05	0,91	2,950E+05
	80	Gnaisse	2,995E+09	0,85	2,548E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,502E+09	-	1,278E+09
		Solo residual	1,239E+06	0,91	1,124E+06
	70	Gnaisse	2,995E+09	0,85	2,548E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,502E+09	-	1,278E+09
		Solo residual	2,275E+06	0,91	2,064E+06
	30	Gnaisse	2,995E+09	0,85	2,548E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	9,484E+06	-	1,278E+09
		Solo residual	9,029E+06	0,88	7,969E+06
8	90	Gnaisse	2,705E+09	0,85	2,301E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,357E+09	-	1,154E+09
		Solo residual	2,937E+05	0,91	2,664E+05
	80	Gnaisse	2,705E+09	0,85	2,301E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,357E+09	-	1,154E+09
		Solo residual	1,119E+06	0,91	1,015E+06
	70	Gnaisse	2,705E+09	0,85	2,301E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,357E+09	-	1,154E+09
		Solo residual	2,055E+06	0,91	1,864E+06
	30	Gnaisse	2,705E+09	0,85	2,301E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,357E+09	-	1,154E+09
		Solo residual	8,155E+06	0,88	7,198E+06
9	90	Gnaisse	3,016E+09	0,85	2,566E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,513E+09	-	1,287E+09
		Solo residual	3,275E+05	0,91	2,970E+05
	80	Gnaisse	3,016E+09	0,85	2,566E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,513E+09	-	1,287E+09
		Solo residual	1,248E+06	0,91	1,132E+06
	70	Gnaisse	3,016E+09	0,85	2,566E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,513E+09	-	1,287E+09
		Solo residual	2,291E+06	0,91	2,078E+06
	30	Gnaisse	3,016E+09	0,85	2,566E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,513E+09	-	1,287E+09
		Solo residual	9,093E+06	0,88	8,026E+06

Bloco	Grau de Saturação do solo (%)	Superfície indentada	Rigidez Normal (N/m)	κ	Rigidez Tangencial (N/m)
10	90	Gnaisse	2,974E+09	0,85	2,530E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09	-	1,269E+09
		Solo residual	3,228E+05	0,91	2,929E+05
	80	Gnaisse	2,974E+09	0,85	2,530E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09	-	1,269E+09
		Solo residual	1,230E+06	0,91	1,116E+06
	70	Gnaisse	2,974E+09	0,85	2,530E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09	-	1,269E+09
		Solo residual	2,259E+06	0,91	2,049E+06
	30	Gnaisse	2,974E+09	0,85	2,530E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09	-	1,269E+09
		Solo residual	8,965E+06	0,88	7,913E+06
11	90	Gnaisse	3,698E+09	0,85	3,145E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,854E+09	-	1,577E+09
		Solo residual	4,014E+05	0,91	3,641E+05
	80	Gnaisse	3,698E+09	0,85	3,145E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,854E+09	-	1,577E+09
		Solo residual	1,530E+06	0,91	1,388E+06
	70	Gnaisse	3,698E+09	0,85	3,145E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,854E+09	-	1,577E+09
		Solo residual	2,808E+06	0,91	2,547E+06
	30	Gnaisse	3,698E+09	0,85	3,145E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,854E+09	-	1,577E+09
		Solo residual	1,115E+07	0,88	9,839E+06
12	90	Gnaisse	2,974E+09	0,85	2,530E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09	-	1,269E+09
		Solo residual	3,228E+05	0,91	2,929E+05
	80	Gnaisse	2,974E+09	0,85	2,530E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09	-	1,269E+09
		Solo residual	1,230E+06	0,91	1,116E+06
	70	Gnaisse	2,974E+09	0,85	2,530E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09	-	1,269E+09
		Solo residual	2,259E+06	0,91	2,049E+06
	30	Gnaisse	2,974E+09	0,85	2,530E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09	-	1,269E+09
		Solo residual	8,965E+06	0,88	7,913E+06

APÊNDICE G - RIGIDEZES NORMAIS MÍNIMAS E MÁXIMAS PARA AS SIMULAÇÕES DA SEGUNDA CATEGORIA.

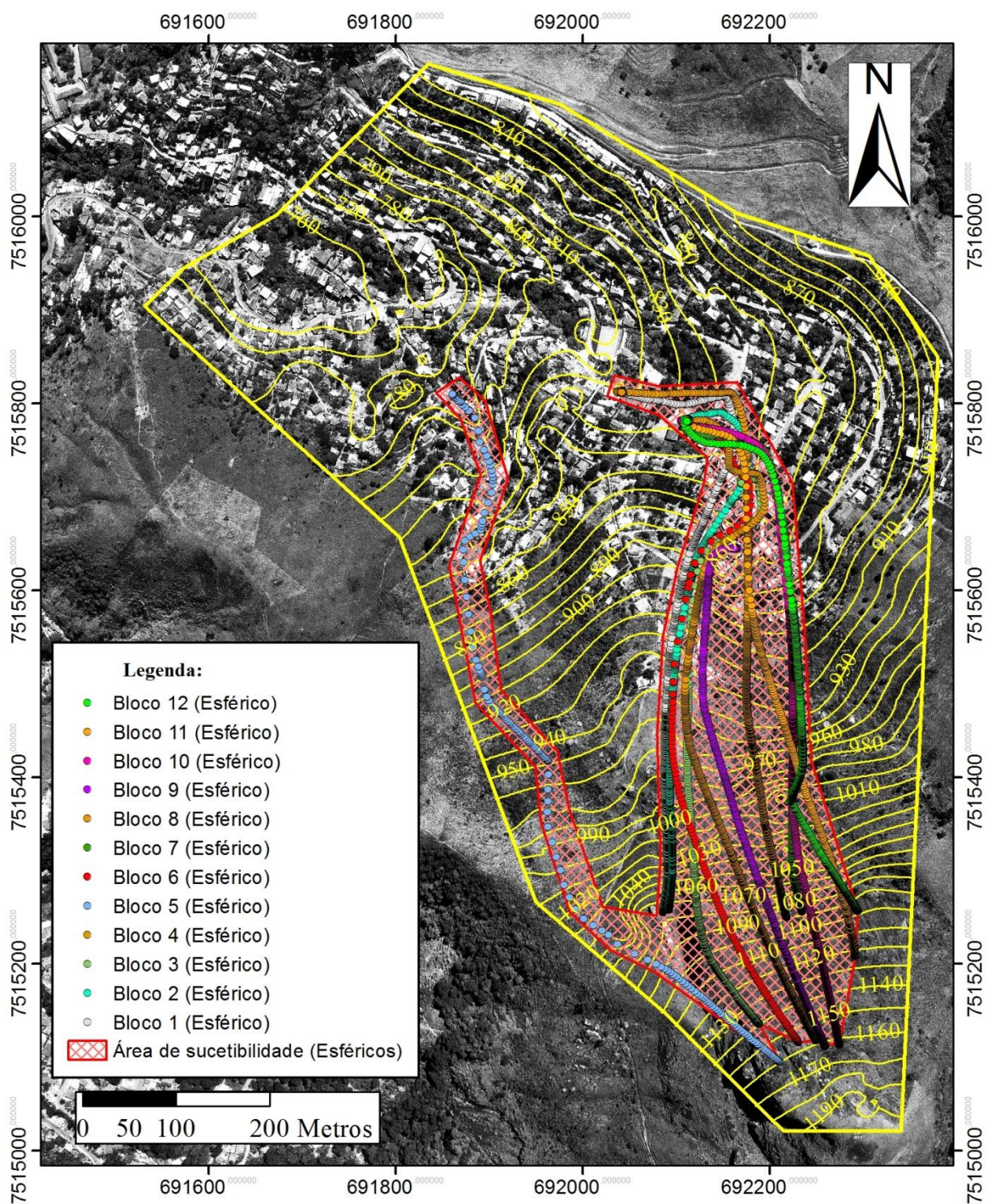
BLOCO	R*(m)	Valores	Superfície indentada	Rigidez Normal (N/m)
1	2,40	Mínimo	Gnaisse	8,714E+08
			Colúvio/Depósito de Tálus	4,366E+08
			Solo residual	1,876E+06
		Máximo	Gnaisse	2,470E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,239E+09
			Solo residual	7,445E+06
2	2,69	Mínimo	Gnaisse	9,226E+08
			Colúvio/Depósito de Tálus	4,623E+08
			Solo residual	1,986E+06
		Máximo	Gnaisse	2,615E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,311E+09
			Solo residual	7,882E+06
3	5,96	Mínimo	Gnaisse	1,373E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	6,881E+08
			Solo residual	2,956E+06
		Máximo	Gnaisse	3,892E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,952E+09
			Solo residual	1,173E+07
4	2,83	Mínimo	Gnaisse	9,463E+08
			Colúvio/Depósito de Tálus	4,741E+08
			Solo residual	2,037E+06
		Máximo	Gnaisse	2,682E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,345E+09
			Solo residual	8,084E+06
5	12,26	Mínimo	Gnaisse	1,970E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	9,869E+08
			Solo residual	4,239E+06
		Máximo	Gnaisse	5,582E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	2,799E+09
			Solo residual	1,683E+07
6	10,85	Mínimo	Gnaisse	1,853E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	9,284E+08
			Solo residual	3,988E+06
		Máximo	Gnaisse	5,251E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	2,633E+09
			Solo residual	1,583E+07

BLOCO	R*(m)	Valores	Superfície indentada	Rigidez Normal (N/m)
7	3,53	Mínimo	Gnaisse	1,057E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	5,296E+08
			Solo residual	2,275E+06
		Máximo	Gnaisse	2,995E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,502E+09
			Solo residual	9,029E+06
8	2,88	Mínimo	Gnaisse	9,546E+08
			Colúvio/Depósito de Tálus	4,783E+08
			Solo residual	2,055E+06
		Máximo	Gnaisse	2,705E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,357E+09
			Solo residual	8,155E+06
9	3,58	Mínimo	Gnaisse	1,064E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	5,333E+08
			Solo residual	2,291E+06
		Máximo	Gnaisse	3,016E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,513E+09
			Solo residual	9,093E+06
10	3,48	Mínimo	Gnaisse	1,049E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	5,258E+08
			Solo residual	2,259E+06
		Máximo	Gnaisse	2,974E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09
			Solo residual	8,965E+06
11	5,38	Mínimo	Gnaisse	1,305E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	6,537E+08
			Solo residual	2,808E+06
		Máximo	Gnaisse	3,698E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,854E+09
			Solo residual	1,115E+07
12	3,48	Mínimo	Gnaisse	1,049E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	5,258E+08
			Solo residual	2,259E+06
		Máximo	Gnaisse	2,974E+09
			Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09
			Solo residual	8,965E+06

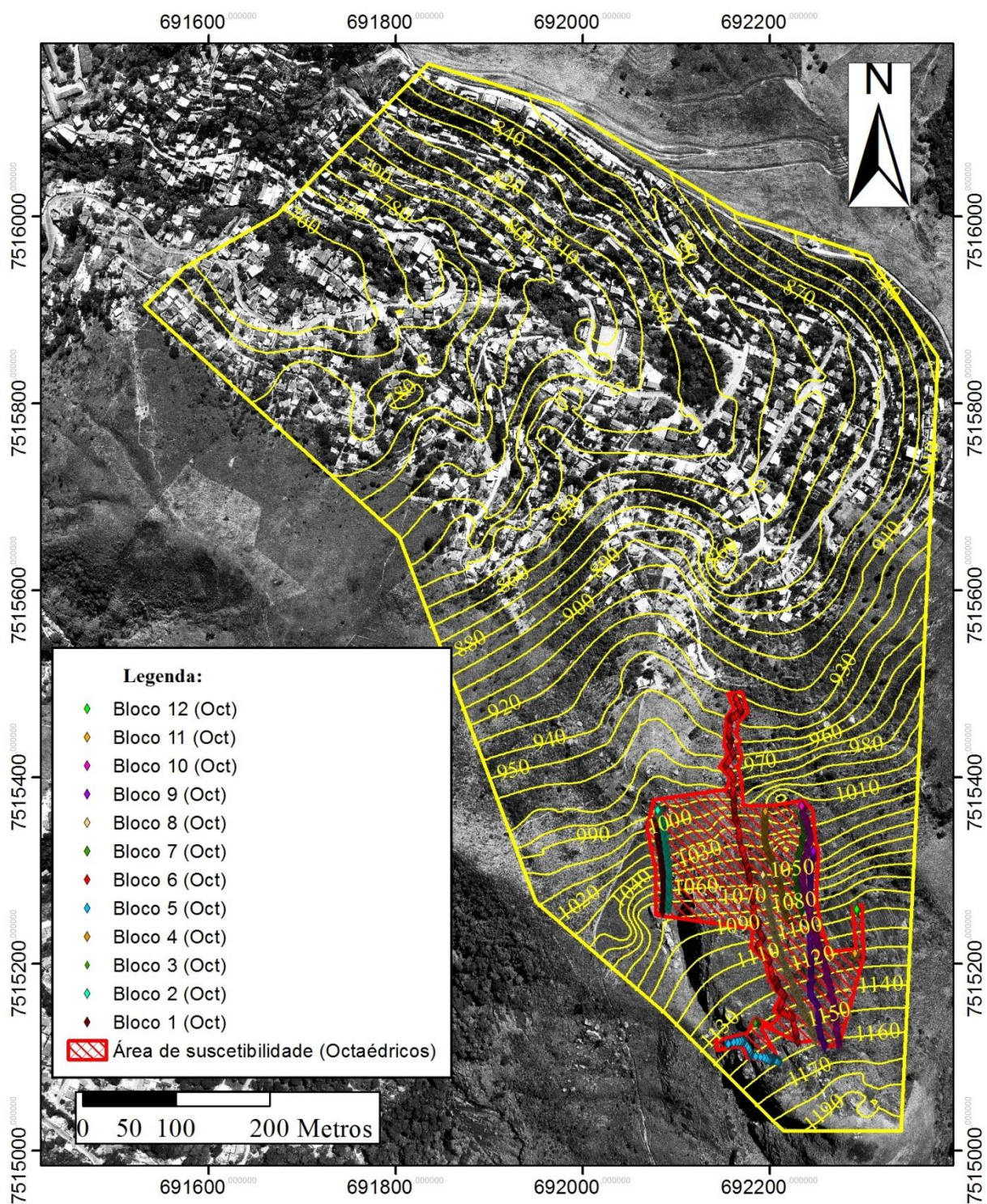
APÊNDICE H - RIGIDEZES TANGENCIAIS MÍNIMAS E MÁXIMAS PARA AS SIMULAÇÕES DA SEGUNDA CATEGORIA.

BLOCO	Valores	Superfície indentada	Rigidez Normal (N/m)	κ	Rigidez Tangencial (N/m)
1	Mínimo	Gnaisse	8,714E+08	0,89	7,746E+08
		Colúvio/Depósito de Tálus	4,366E+08	-	3,881E+08
		Solo residual	1,876E+06	0,91	1,701E+06
	Máximo	Gnaisse	2,470E+09	0,85	2,101E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,239E+09	-	1,054E+09
		Solo residual	7,445E+06	0,88	6,571E+06
2	Mínimo	Gnaisse	9,226E+08	0,89	8,200E+08
		Colúvio/Depósito de Tálus	4,623E+08	-	4,109E+08
		Solo residual	1,986E+06	0,91	1,801E+06
	Máximo	Gnaisse	2,615E+09	0,85	2,224E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,311E+09	-	1,115E+09
		Solo residual	7,882E+06	0,88	6,957E+06
3	Mínimo	Gnaisse	1,373E+09	0,89	1,221E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	6,881E+08	-	6,117E+08
		Solo residual	2,956E+06	0,91	2,681E+06
	Máximo	Gnaisse	3,892E+09	0,85	3,310E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,952E+09	-	1,660E+09
		Solo residual	1,173E+07	0,88	1,036E+07
4	Mínimo	Gnaisse	9,463E+08	0,89	8,411E+08
		Colúvio/Depósito de Tálus	4,741E+08	-	4,215E+08
		Solo residual	2,037E+06	0,91	1,848E+06
	Máximo	Gnaisse	2,682E+09	0,85	2,281E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,345E+09	-	1,144E+09
		Solo residual	8,084E+06	0,88	7,136E+06
5	Mínimo	Gnaisse	1,970E+09	0,89	1,751E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	9,869E+08	-	8,773E+08
		Solo residual	4,239E+06	0,91	3,846E+06
	Máximo	Gnaisse	5,582E+09	0,85	4,748E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	2,799E+09	-	2,381E+09
		Solo residual	1,683E+07	0,88	1,485E+07
6	Mínimo	Gnaisse	1,853E+09	0,89	1,647E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	9,284E+08	-	8,253E+08
		Solo residual	3,988E+06	0,91	3,618E+06
	Máximo	Gnaisse	5,251E+09	0,85	4,466E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	2,633E+09	-	2,240E+09
		Solo residual	1,583E+07	0,88	1,397E+07

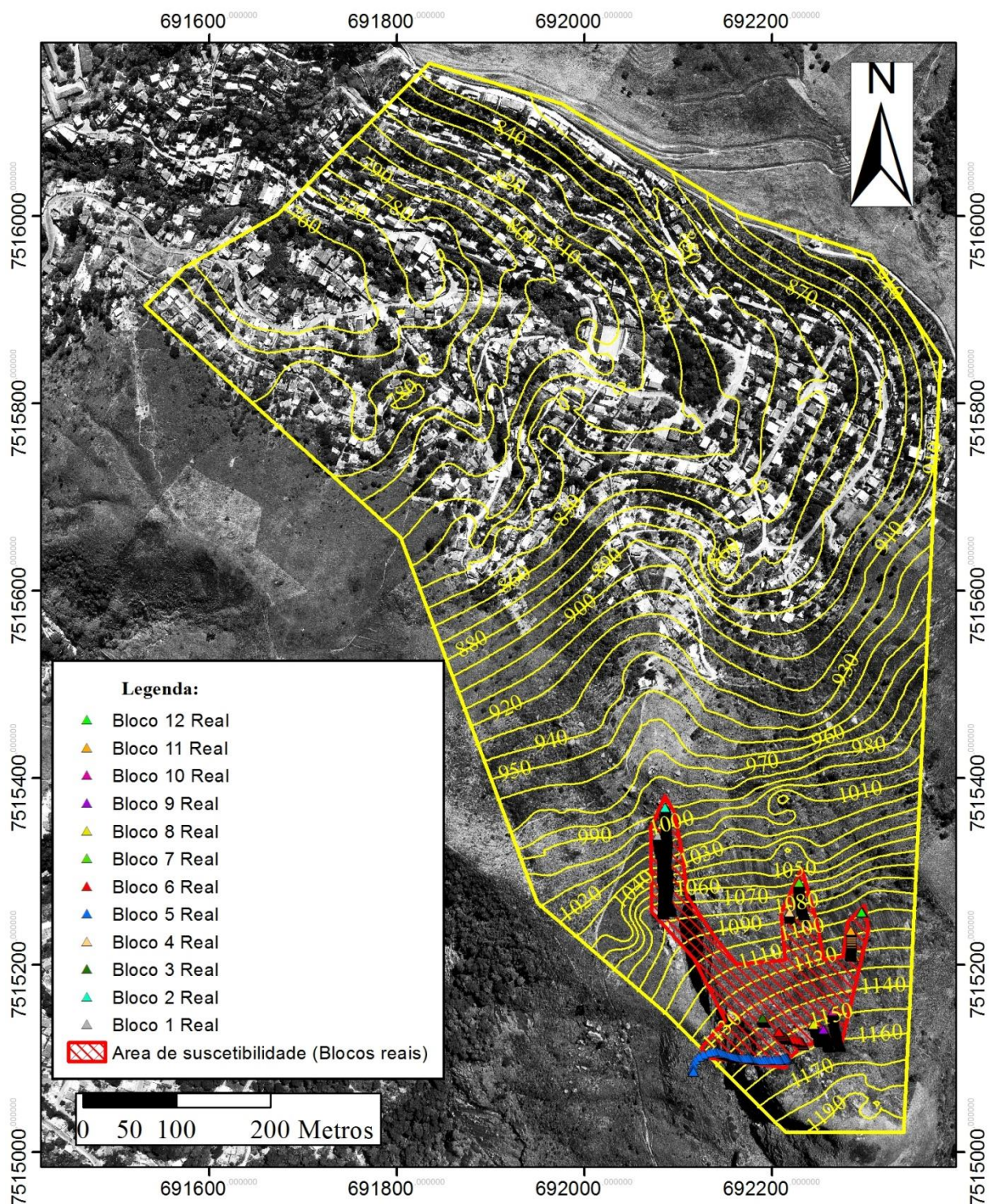
BLOCO	Valores	Superfície indentada	Rigidez Normal (N/m)	κ	Rigidez Tangencial (N/m)
7	Mínimo	Gnaiss	1,057E+09	0,89	9,394E+08
		Colúvio/Depósito de Tálus	5,296E+08	-	4,707E+08
		Solo residual	2,275E+06	0,91	2,064E+06
	Máximo	Gnaiss	2,995E+09	0,85	2,548E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,502E+09	-	1,278E+09
		Solo residual	9,029E+06	0,88	7,969E+06
8	Mínimo	Gnaiss	9,546E+08	0,89	8,485E+08
		Colúvio/Depósito de Tálus	4,783E+08	-	4,252E+08
		Solo residual	2,055E+06	0,91	1,864E+06
	Máximo	Gnaiss	2,705E+09	0,85	2,301E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,357E+09	-	1,154E+09
		Solo residual	8,155E+06	0,88	7,198E+06
9	Mínimo	Gnaiss	1,064E+09	0,89	9,460E+08
		Colúvio/Depósito de Tálus	5,333E+08	-	4,741E+08
		Solo residual	2,291E+06	0,91	2,078E+06
	Máximo	Gnaiss	3,016E+09	0,85	2,566E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,513E+09	-	1,287E+09
		Solo residual	9,093E+06	0,88	8,026E+06
10	Mínimo	Gnaiss	1,049E+09	0,89	9,327E+08
		Colúvio/Depósito de Tálus	5,258E+08	-	4,674E+08
		Solo residual	2,259E+06	0,91	2,049E+06
	Máximo	Gnaiss	2,974E+09	0,85	2,530E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09	-	1,269E+09
		Solo residual	8,965E+06	0,88	7,913E+06
11	Mínimo	Gnaiss	1,305E+09	0,89	1,160E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	6,537E+08	-	5,811E+08
		Solo residual	2,808E+06	0,91	2,547E+06
	Máximo	Gnaiss	3,698E+09	0,85	3,145E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,854E+09	-	1,577E+09
		Solo residual	1,115E+07	0,88	9,839E+06
12	Mínimo	Gnaiss	1,049E+09	0,89	9,327E+08
		Colúvio/Depósito de Tálus	5,258E+08	-	4,674E+08
		Solo residual	2,259E+06	0,91	2,049E+06
	Máximo	Gnaiss	2,974E+09	0,85	2,530E+09
		Colúvio/Depósito de Tálus	1,491E+09	-	1,269E+09
		Solo residual	8,965E+06	0,88	7,913E+06

APÊNDICE I – TRAJETÓRIAS E ÁREA SUSCETÍVEL À OCORRÊNCIA DE QUEDA DE BLOCOS ESFÉRICOS.

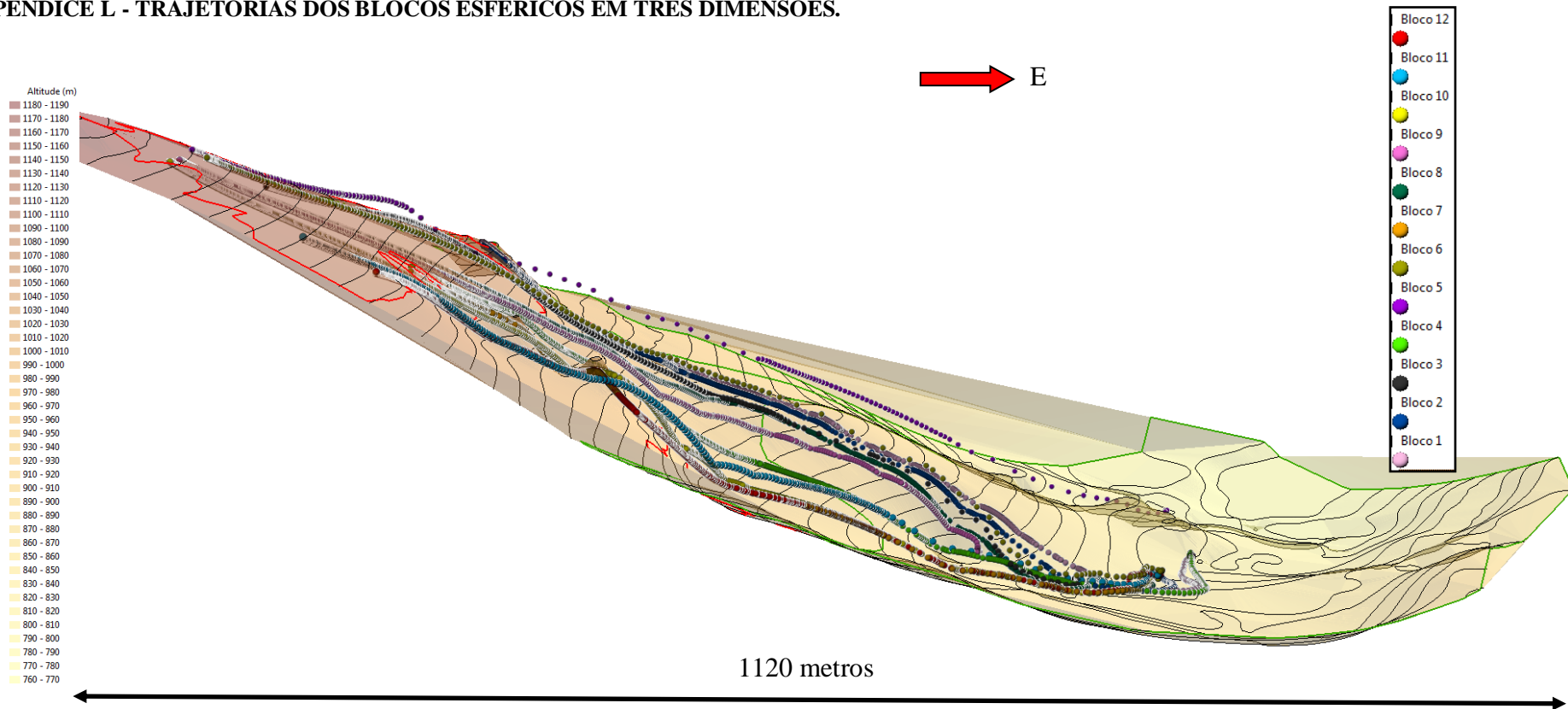
APÊNDICE J - TRAJETÓRIAS E ÁREA SUSCETÍVEL À OCORRÊNCIA DE QUEDA DE BLOCOS OCTAÉDRICOS.



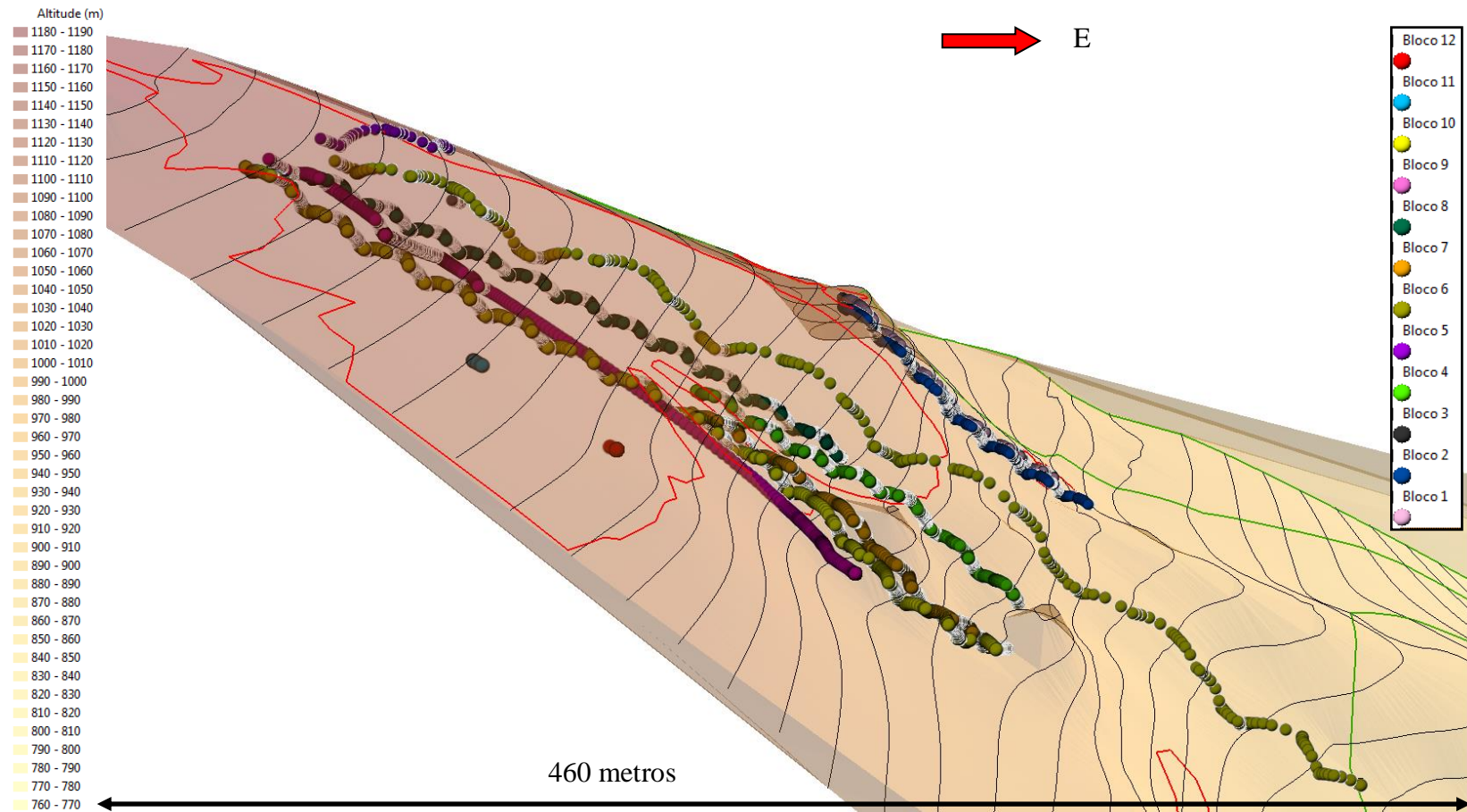
APÊNDICE K - TRAJETÓRIAS E ÁREA SUSCETÍVEL À OCORRÊNCIA DE QUEDA DE BLOCOS COM GEOMETRIAS REAIS APROXIMADAS.



APÊNDICE L - TRAJETÓRIAS DOS BLOCOS ESFÉRICOS EM TRÊS DIMENSÕES.



APÊNDICE M - TRAJETÓRIAS DOS BLOCOS OCTAÉDRICOS EM TRÊS DIMENSÕES.



APÊNDICE N- TRAJETÓRIAS DOS BLOCOS COM GEOMETRIAS REAIS APROXIMADAS EM TRÊS DIMENSÕES.

